

# SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO TRANSPORTE DE CALOR E MASSA EM MATERIAIS E PRODUTOS TÊXTEIS

Dissertação submetida para obtenção de grau de doutor  
em Engenharia Química e Biológica por

SORAIA FERREIRA NEVES

ORIENTADOR DA FACULDADE: Doutor João M. Campos

ORIENTADOR DA EMPRESA: Doutor Tiago Sotto Mayor



**Janeiro de 2015**



Ao meu avô,

À minha família,

Ao Rui



## RESUMO

A procura por produtos e soluções com desempenho otimizado tende a ser cada vez mais intensa. O constante aumento dos requisitos de qualidade/desempenho estimula todo o processo de inovação e exige um esforço permanente para responder à demanda do mercado. Nesse sentido, a empresa Nanolayer Coating Technologies, Lda ambicionava desenvolver competências em torno da simulação numérica de fenómenos de transporte, massa e calor, com o objetivo de valorizar a sua oferta tecnológica na tipologia de produto *vestuário inteligente*. Para responder a esta necessidade, neste trabalho, desenvolveram-se abordagens numéricas que permitem estudar o transporte de calor e massa através de produtos diversos. Os modelos e ferramentas de simulação desenvolvidos permitem estudar, de uma forma sistemática, o efeito de parâmetros diversos (por exemplo, propriedades dos materiais, posições relativas dos elementos, potências de funcionamento, etc.) sobre o desempenho dos produtos.

A modelização do transporte de energia e massa através de têxteis implica a definição de diversos parâmetros, como por exemplo, a porosidade e a tortuosidade que definem a estrutura interna dos materiais têxteis, bem como os coeficientes de transferência de calor e massa. Por essa razão, definiram-se metodologias e procedimentos experimentais para determinar os parâmetros necessários em estudos numéricos de transferência de calor e massa através de têxteis, com base em equipamentos usualmente disponíveis em laboratórios de têxteis/vestuário. Tais metodologias e procedimentos têm em consideração a presença da água acumulada nas fibras do têxtil, o que faz aumentar a precisão das medições e a representatividade das previsões.

O desempenho de uma peça de vestuário, depende de diversos fatores, sejam eles relacionados com a estrutura interna do material ou com as propriedades das fibras utilizadas. Neste trabalho, estudou-se o efeito de diversas propriedades das fibras (*regain*, coeficiente de difusão de água na fibra, condutividade térmica, massa volúmica e calor específico) e características das camadas de vestuário multicamada (emissividade da superfície externa, tortuosidade, fração de fibra e espessura), sobre as trocas de calor e massa entre o corpo e o ambiente, quando o utilizador realiza atividade física com diferentes níveis de intensidade (e libertação de calor/suor).

De forma a permitir o estudo de um grande leque de produtos (roupa de cama, vestuário de proteção ao frio, vestuário de desporto, etc.) procurou-se que as abordagens

fossem adaptáveis, isto é, que permitissem a análise de diferentes tipos de materiais e cenários de utilização dos produtos (condições ambientais, carácter estático ou dinâmico do cenário, níveis de sudção do utilizador, etc.). Nesse sentido, articulou-se um modelo de termorregulação do corpo humano com um de transferência de calor e massa através do têxtil, para aferir em que medida a alteração das propriedades dos materiais (função do teor de água/suor neles retido) afeta a resposta do organismo, bem como avaliar a forma como as taxas de transporte no vestuário são influenciadas pelo estado térmico do corpo. Esta articulação entre modelos tornou desnecessário especificar condições fronteira na pele, durante a análise do transporte de calor e massa através do vestuário, e permitiu ter em consideração o efeito da variação das propriedades da peça de vestuário (resistências térmica e evaporativa), sobre a termorregulação do corpo humano.

Como exemplos de aplicação, estudou-se e otimizou-se o desempenho de uma manta com elementos de aquecimento e o de um casaco com um sistema de arrefecimento. O funcionamento destes sistemas de aquecimento/arrefecimento implica o fornecimento de energia, sendo muitas vezes necessário incluir baterias pesadas e de grande capacidade. Por essa razão, e para minimizar os gastos de energia, avaliaram-se diferentes propriedades do material têxtil que constituem a manta e o casaco e estudou-se o seu efeito sobre as trocas de calor na pele. Durante estas análises, estudaram-se vários parâmetros referentes ao sistema de aquecimento, nomeadamente a distribuição dos fios de aquecimento, potência dos elementos de aquecimento e gama de temperatura de operação. No caso do casaco, analisou-se ainda o efeito da convecção forçada entre a pele e o material têxtil sobre a remoção de suor na pele do utilizador.

A informação gerada permitiu identificar fragilidades/potencialidades e indicar caminhos de desenvolvimento. Possibilitou a pré-especificação e pré-dimensionamento dos produtos antes da construção dos protótipos, o que contribuiu para acelerar os ciclos de desenvolvimento experimental (construção-teste-alteração-teste...).

**Palavras-chave:** modelização da transferência calor e massa em têxteis; caracterização de têxteis; desempenho térmico de produtos multicamada; efeito da termorregulação sobre o desempenho do produto

## ABSTRACT

The increasing demand for products and solutions with higher quality requirements/performance, stimulates the process of innovation and requires a never-ceasing effort to respond to the market demand. Therefore, Nanolayer Coating Technologies, Lda aimed to develop skills around the numerical simulation of transport phenomena, mass and heat, in order to enhance their technological offer in the smart clothing products. For that reason, numerical approaches were developed to study the transport of heat and mass through several products. The developed models allowed the study of the effect of several parameters (e. g. material properties, the relative positions of the heating elements, operating powers, etc.) on the product performance.

The numerical simulation of heat and mass transfer through textiles requires knowledge of parameters characterising the properties of the textiles, such as porosity and tortuosity, and the transport rates of heat and mass across their structure. Privileging techniques usually available in textile/clothing laboratories, experimental methodologies and procedures were defined to estimate all required parameters. The developed methodologies and approaches allow to take into account the presence of water in the fibres, and thus, to increase the accuracy of measurements of textile characteristics and corresponding transport properties.

The performance of a garment depends on several factors related to the internal structure of the textile material and the properties of the its fibres. In this study, the effect of several properties of fibers (*regain*, coefficient of water diffusion in the fibre, thermal conductivity, density, and specific heat) and characteristics of the multilayer garment (the outer surface emissivity, tortuosity, fraction of fibre, and thickness) were studied over the heat and mass exchange between the body and the environment, when the user performs physical activity with different levels of intensity (and release heat/sweat).

To study a large range of products (bedding product, protective clothing, sports wear, etc.), the developed approaches allow the analysis of different types of materials and scenarios (environmental conditions, static or dynamic nature of the scenario, sweating levels of user, etc.). A multi-segmented model of thermoregulation was coupled with a model of heat and mass transfer through the textile, to assess the effect of changes in the material properties (depending on the water content/sweat retained in itself) on body's response, and assess how transport rates in clothing are affected by the thermal state of the body. By coupling the two models it became unnecessary to specify boundary

conditions on the skin in the analysis of heat and mass transport through the clothing, and allowed to take into account the effect of the changing properties of the garment (thermal and evaporative resistance) on the thermoregulation of the human body.

The performance of an electrically heated bedding system and of a ventilated coat were studied. The operation of such heating/cooling systems requires the power supply and it is often necessary to add heavy batteries with large capacity. For this reason, and to minimise energy costs, different properties of textile materials were evaluated for each layer of the bedding system and of the coat, regarding the effect of this change on skin heat exchange. Several parameters of the heating system were studied, such as the distribution of the heating wires, the power of the heating elements, and the operating temperature range. For the coat, it was also analysed the effect of forced convection between the skin and the textile material on the total heat removal from the skin.

The gathered information allowed the identification of weaknesses/strengths and indicated paths of development. For that reason, it was possible to pre-specify the products before the construction of the prototypes, which helped to shorten the development cycles (build-test-change-test ...).

**Keywords:** heat and mass transfer simulation; characterisation of textiles; thermal performance of multilayer products; thermoregulation effect on product performance



## PUBLICAÇÕES

O trabalho desenvolvido nesta tese resultou nas seguintes publicações:

- » S. F. Neves, J. B. L. M. Campos, T. S. Mayor, “On the determination of parameters required for numerical studies of heat and mass transfer through textiles – Methodologies and experimental procedures,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 81, 2015, pp. 272–282.
- » S. F. Neves, S. Couto, J. B. L. M. Campos, T. S. Mayor, “Advances in the optimisation of apparel heating products: a numerical approach to study heat transport through a blanket with an embedded smart heating system”, *Applied Thermal Engineering*, vol. 87, 2015, 491-498.
- » S. F. Neves, J. B. L. M. Campos, T. S. Mayor, “A numerical simulation study on the thermal performance of ventilated clothes,” em *6th European Conference on Protective Clothing*, 2014.
- » S. F. Neves, J. B. L. M. Campos, T. S. Mayor, “Numerical analysis on the thermal performance of an electrically heated bedding product,” em *Scientific Conference for Smart and Functional Textiles, Well-being, Thermal Comfort in Clothing, Design, Thermal Manikins and Modelling (Ambience14 & 10i3m)*, 2014.
- » S. F. Neves, J. B. L. M. Campos, T. S. Mayor, “Numerical simulation study on the heat and mass transfer through multi-layer textile assemblies,” em *COMSOL Conference 2012 Milan*, 2012.



## **AGRADECIMENTOS**

A realização deste projecto não teria sido possível sem a colaboração de inúmeras pessoas, às quais gostaria de deixar os meus sinceros agradecimentos.

Gostaria de agradecer ao Doutor Tiago Sotto Mayor, pela constante dedicação, disponibilidade e apoio prestados no decorrer deste projeto e ainda pela confiança em mim depositada para a realização deste trabalho.

Ao Doutor João Campos pela sua orientação, constante dedicação, conselhos e palavras de alento durante este projeto.

Ao Rui por todo o seu apoio, ajuda e compreensão.

Agradeço o apoio prestado pela Fundação para a Ciência e Tecnologia ao abrigo da bolsa de doutoramento em empresa, com a referência SFRH/ BDE/ 51382/ 2011.

Não podia de deixar de agradecer a todas as pessoas da empresa Nanolayer Coating Technologies e do CeNTI, pela forma como me acolheram e tornaram possível a realização desta tese de doutoramento.

Por fim, à minha família e amigos pela ajuda e apoio prestados.



# ÍNDICE

RESUMO .....	V
ABSTRACT .....	VII
PUBLICAÇÕES.....	IX
AGRADECIMENTOS .....	XI
ÍNDICE DE FIGURAS.....	XXI
ÍNDICE DE TABELAS.....	XXXV
NOMENCLATURA .....	XXXIX
<b>1. INTRODUÇÃO.....</b>	<b>1</b>
1.1 ENQUADRAMENTO DO PROJETO NOS INTERESSES DA EMPRESA.....	2
1.2 OBJETIVOS DO DOUTORAMENTO.....	3
1.3 ORGANIZAÇÃO DO DOCUMENTO .....	4
1.4 REFERÊNCIAS .....	5
<b>2. SIMULAÇÃO DO TRANSPORTE DE CALOR E MASSA ATRAVÉS DE PRODUTOS</b>	
<b>TÊXTEIS – ESTADO DA ARTE.....</b>	<b>7</b>
2.1 ABORDAGENS NUMÉRICAS .....	8
2.2 EFEITO DOS MECANISMOS DE TERMORREGULAÇÃO SOBRE O DESEMPENHO DE PRODUTOS	
TÊXTEIS .....	14
2.3 CONTRIBUTOS DO PRESENTE TRABALHO.....	15
2.4 REFERÊNCIAS .....	16
<b>3. MODELO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA EM TÊXTEIS –</b>	
<b>SORÇÃO/DESORÇÃO DE ÁGUA PELA FIBRA [MODELO SD] .....</b>	<b>19</b>
3.1 ESTRUTURA DE UM TÊXTIL.....	19
3.2 CONDUÇÃO DE CALOR ATRAVÉS DE UM TÊXTIL .....	20
3.3 DIFUSÃO DO VAPOR DE ÁGUA ATRAVÉS DE UM TÊXTIL.....	28
3.4 SORÇÃO/DESORÇÃO DE ÁGUA NA FIBRA .....	29
3.5 MODELO MATEMÁTICO.....	32

3.6	IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO.....	37
3.7	VERIFICAÇÃO DA IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO .....	39
3.8	VALIDAÇÃO DO MODELO MATEMÁTICO.....	43
3.9	ANÁLISE DE SENSIBILIDADE.....	47
3.9.1	PROPRIEDADES DA FIBRA.....	47
3.9.1.1	FATOR DE SORÇÃO .....	47
3.9.1.2	CALOR ESPECÍFICO .....	48
3.9.1.3	MASSA VOLÚMICA.....	49
3.9.2	PROPRIEDADES DO TÊXTIL.....	50
3.9.2.1	FRAÇÃO DE FIBRA.....	51
3.9.2.2	TORTUOSIDADE .....	52
3.9.3	COEFICIENTES CONVECTIVOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA.....	53
3.9.3.1	COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR .....	53
3.9.3.2	COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE MASSA.....	54
3.10	PRINCIPAIS CONCLUSÕES .....	55
3.11	REFERÊNCIAS.....	56

#### **4. DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DE PARÂMETROS NECESSÁRIOS EM ANÁLISES DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA EM TÊXTEIS .....59**

4.1	INTRODUÇÃO .....	59
4.2	FORMULAÇÃO DO PROBLEMA.....	62
4.3	ABORDAGENS EXPERIMENTAIS E RESULTADOS.....	64
4.3.1	METODOLOGIAS E PROCEDIMENTOS.....	65
4.3.1.1	CARACTERÍSTICAS DOS TÊXTEIS E COEFICIENTES DE TRANSFERÊNCIA CORRESPONDENTES	65
4.3.1.2	DADOS EXPERIMENTAIS UTILIZADOS PARA AVALIAR A PRECISÃO DAS ABORDAGENS EXPERIMENTAIS E PARA VALIDAR O MODELO NUMÉRICO.....	70
4.3.2	RESULTADOS EXPERIMENTAIS.....	71
4.4	TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA ATRAVÉS DOS TÊXTEIS CARACTERIZADOS .....	72
4.4.1	ABORDAGEM NUMÉRICA, SUPOSIÇÕES E CONDIÇÕES FRONTEIRA.....	72
4.4.2	VALIDAÇÃO DO MODELO .....	74
4.4.3	INFLUÊNCIA DA METODOLOGIA UTILIZADA PARA OBTER OS PARÂMETROS DOS TÊXTEIS E RESPECTIVOS COEFICIENTES CONVECTIVOS .....	77
4.5	PRINCIPAIS CONCLUSÕES.....	82
4.6	REFERÊNCIAS .....	83

## **5. MODELO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA - PRESENÇA DE ÁGUA LÍQUIDA E ESCOAMENTO DE GÁS ATRAVÉS DOS POROS DO TÊXTIL [MODELO SDLVE] .....87**

5.1	EQUILÍBRIO LÍQUIDO-VAPOR DA ÁGUA.....	87
5.2	ESCOAMENTO DE GÁS ATRAVÉS DE UM TÊXTIL .....	91
5.3	MODELO MATEMÁTICO.....	94
5.4	IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO.....	103
5.5	VERIFICAÇÃO DA IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO .....	107
5.6	VALIDAÇÃO DO MODELO MATEMÁTICO.....	111
5.6.1	COMPARAÇÃO COM RESULTADOS EXPERIMENTAIS DE OUTROS AUTORES.....	111
5.6.2	COMPARAÇÃO COM OS RESULTADOS DAS EXPERIÊNCIAS REALIZADAS .....	118
5.6.2.1	CONDENSAÇÃO DE ÁGUA NO VESTUÁRIO.....	121
5.6.2.2	ANÁLISE DE SENSIBILIDADE AOS PARÂMETROS AJUSTADOS .....	123
5.7	PRINCIPAIS CONCLUSÕES.....	127
5.8	REFERÊNCIAS .....	128

## **6. ESTUDO DO DESEMPENHO TÉRMICO DE PEÇAS DE VESTUÁRIO MULTICAMADA . ..... 131**

6.1	INTRODUÇÃO .....	131
6.2	FORMULAÇÃO DO PROBLEMA.....	133
6.3	IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO.....	137
6.4	EFEITO DE VÁRIAS PROPRIEDADES/CARACTERÍSTICAS DE PEÇAS DE VESTUÁRIO SOBRE O SEU DESEMPENHO TÉRMICO .....	142
6.4.1	ESPESURA DO VESTUÁRIO.....	143
6.4.2	REGAIN DA FIBRA .....	145
6.4.3	COEFICIENTE DE DIFUSÃO DE ÁGUA NA FIBRA .....	147
6.4.4	MASSA VOLÚMICA DA FIBRA .....	150
6.4.5	FRAÇÃO DE FIBRA .....	152
6.5	PRINCIPAIS CONCLUSÕES.....	156
6.6	REFERÊNCIAS .....	157

## **7. EFEITO DA TERMORREGULAÇÃO SOBRE O DESEMPENHO DE VESTUÁRIO MULTICAMADA..... 161**

7.1	INTRODUÇÃO .....	161
7.2	MODELO MATEMÁTICO [MODELO TR] .....	162
7.3	IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO.....	175
7.4	VALIDAÇÃO COM RESULTADOS DE OUTROS AUTORES.....	176
7.5	INFLUÊNCIA DAS PROPRIEDADES DO VESTUÁRIO SOBRE AS PERDAS DE CALOR DE UM INDIVÍDUO .....	181
7.5.1	PROPRIEDADES GLOBAIS DO VESTUÁRIO .....	181
7.5.2	PROPRIEDADES DO VESTUÁRIO DEFINIDAS POR ZONA DO CORPO .....	186
7.6	INTEGRAÇÃO DO MODELO DE TERMORREGULAÇÃO COM O MODELO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA EM TÊXTEIS .....	191
7.6.1	PARÂMETROS TROCADOS ENTRE MODELOS .....	196
7.6.2	DESEMPENHO DE UMA PEÇA DE VESTUÁRIO QUANDO SE CONSIDERA A TERMORREGULAÇÃO DO CORPO HUMANO .....	201
7.7	PRINCIPAIS CONCLUSÕES.....	208
7.8	REFERÊNCIAS .....	209

## **8. APLICAÇÃO PRÁTICA – ESTUDO E OTIMIZAÇÃO DO DESEMPENHO TÉRMICO DE PRODUTOS COM SISTEMAS DE AQUECIMENTO/ARREFECIMENTO INTEGRADOS 213**

8.1	DESENVOLVIMENTO DE PEÇAS DE VESTUÁRIO COM SISTEMAS DE AQUECIMENTO/ARREFECIMENTO INTEGRADOS.....	214
8.2	OTIMIZAÇÃO DE UMA MANTA COM SISTEMA DE AQUECIMENTO.....	215
8.2.1	TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA ATRAVÉS DE UM TÊXTIL UTILIZADO DURANTE O PERÍODO DE SONO .....	216
8.2.1.1	ABORDAGEM NUMÉRICA, SUPOSIÇÕES E CONDIÇÕES FRONTEIRA .....	218
8.2.1.2	RESULTADOS NUMÉRICOS.....	221
8.2.2	OTIMIZAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS DO SISTEMA MANTA-FIOS DE AQUECIMENTO .....	223
8.2.2.1	ABORDAGEM NUMÉRICA, SUPOSIÇÕES E CONDIÇÕES FRONTEIRA .....	224
8.2.2.2	DISTRIBUIÇÃO DOS FIOS DE AQUECIMENTO E POTÊNCIAS ASSOCIADAS .....	226
8.2.2.3	ANÁLISE DE ALGUNS PARÂMETROS GEOMÉTRICOS E PROPRIEDADES DA MANTA.....	228
8.2.3	AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL DO DESEMPENHO TÉRMICO DE UM PROTÓTIPO .....	231
8.2.3.1	METODOLOGIA EXPERIMENTAL.....	232



8.2.3.2	ANÁLISE DO DESEMPENHO TÉRMICO DE UM PROTÓTIPO .....	233
8.3	OTIMIZAÇÃO DE UM CASACO COM SISTEMA DE ARREFECIMENTO INTEGRADO.....	235
8.3.1	ABORDAGEM NUMÉRICA, SUPOSIÇÕES E CONDIÇÕES FRONTEIRA.....	236
8.3.2	AVALIAÇÃO DO EFEITO DO CAUDAL DE AR E DAS PROPRIEDADES DO CASACO SOBRE AS PERDAS DE CALOR NA PELE E DISTRIBUIÇÃO DE ÁGUA NO TÊXTIL.....	241
8.4	PRINCIPAIS CONCLUSÕES.....	246
8.5	REFERÊNCIAS .....	247
<b>9.</b>	<b>CONCLUSÕES E TRABALHO FUTURO .....</b>	<b>251</b>
9.1	CONCLUSÕES.....	251
9.2	TRABALHO FUTURO .....	253
<b>ANEXO A.</b>	<b>AVALIAÇÃO DE EXPRESSÕES QUE DESCREVEM A CONDUTIVIDADE EFETIVA DE UM TÊXTIL.....</b>	<b>255</b>
A.1	ABORDAGEM DE MAXWELL .....	255
A.2	PARTICULARIDADE DA EQUAÇÃO DE MILITKÝ.....	256
A.3	TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM PARALELO.....	257
A.4	TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM SÉRIE.....	259
A.5	ABORDAGEM DE LEWIS-NIELSEN .....	261
A.6	AVALIAÇÃO DOS MODELOS COM RESULTADOS EXPERIMENTAIS.....	263
A.6.1	RESULTADOS EXPERIMENTAIS.....	263
A.6.2	COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS EXPERIMENTAIS E AS PREVISÕES DOS MODELOS .....	266
<b>ANEXO B.</b>	<b>CONSIDERAÇÕES SOBRE AS SIMULAÇÕES DO MODELO SD.....</b>	<b>271</b>
B.1.	NÚMERO DE ELEMENTOS DE GRELHA .....	271
B.2.	PASSO DE INTEGRAÇÃO .....	273
B.3.	TOLERÂNCIA RELATIVA.....	274
B.4.	TOLERÂNCIA ABSOLUTA.....	275
B.5.	ORDEM DE DISCRETIZAÇÃO .....	276

<b>ANEXO C. AJUSTE AUTOMATIZADO DO FATOR DE SORÇÃO .....</b>	<b>277</b>
<b>ANEXO D. ENSAIOS DE RESISTÊNCIA EVAPORATIVA .....</b>	<b>279</b>
D.1. CALIBRAÇÃO DOS SENSORES DE TEMPERATURA E HUMIDADE .....	279
D.2. ENSAIOS REALIZADOS PARA CADA AMOSTRA TÊXTIL .....	280
D.3. RELEVÂNCIA DO TEMPO DESPENDIDO NO TRANSPORTE DAS AMOSTRAS.....	283
D.4. SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE UMA AMOSTRA EXPOSTA ÀS CONDIÇÕES AMBIENTE DO LABORATÓRIO .....	285
<b>ANEXO E. DEDUÇÕES DE ALGUMAS EQUAÇÕES UTILIZADAS NO MODELO MATEMÁTICO .....</b>	<b>291</b>
E.1. SUPERFÍCIE DA FIBRA COBERTA POR ÁGUA LÍQUIDA .....	291
E.2. TAXA DE SORÇÃO DE ÁGUA LIVRE NA FIBRA .....	293
<b>ANEXO F. LEI DE DARCY: ERRO ASSOCIADO À PRIMEIRA DERIVADA DA PRESSÃO DO GÁS AO LONGO DE X.....</b>	<b>295</b>
<b>ANEXO G. CONSIDERAÇÕES REFERENTES ÀS SIMULAÇÕES DO SUBCAPÍTULO 5.6.1 .....</b>	<b>297</b>
G.1. TESTES DE GRELHA.....	297
G.2. TESTES DO PASSO DE INTEGRAÇÃO (MÁXIMO) .....	299
G.3. CONDIÇÃO FRONTEIRA NO PRATO SUPERIOR DO EQUIPAMENTO .....	301
<b>ANEXO H. RESULTADOS COMPLEMENTARES DO SUBCAPÍTULO 6.....</b>	<b>303</b>
H.1. EMISSIVIDADE DA SUPERFÍCIE EXTERIOR DO VESTUÁRIO .....	303
H.2. CONDUTIVIDADE TÉRMICA DA FIBRA .....	304
H.3. <i>REGAIN</i> DA FIBRA (CAMADA EXTERNA) .....	308
H.4. MASSA VOLÚMICA DA FIBRA (CAMADA EXTERNA) .....	310
H.5. CALOR ESPECÍFICO DA FIBRA .....	312
H.6. FRAÇÃO DE FIBRA (CAMADA EXTERNA) .....	313
H.7. TORTUOSIDADE DA PEÇA DE VESTUÁRIO.....	315

<b>ANEXO I.</b>	<b>ANÁLISE DO DESEMPENHO DE DIVERSAS PROPRIEDADES DE UMA PEÇA DE VESTUÁRIO MULTICAMADA – PROCESSO AUTOMATIZADO.....</b>	<b>319</b>
I.1.	PROPRIEDADES E CARACTERÍSTICAS ANALISADAS.....	319
I.2.	RESULTADOS DE TEMPERATURA NA PELE .....	322
<b>ANEXO J.</b>	<b>ESTUDO DO PASSO DE INTEGRAÇÃO NAS SIMULAÇÕES DO MODELO DE TERMORREGULAÇÃO [MODELO TR] .....</b>	<b>325</b>
<b>ANEXO K.</b>	<b>REFERÊNCIAS DOS ANEXOS.....</b>	<b>327</b>



# ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 – Exemplo de testes com manequins térmicos; a) avaliação do desempenho de um casaco com aquecimento [6], b) avaliação do nível de queimadura durante exposição a chama [7] e c) avaliação do desempenho do vestuário durante simulação da termorregulação do corpo [4, 8] .....	7
Figura 2.2 - Estrutura de um têxtil real (imagem adquirida por SEM - microscópio electrónico de varrimento; [9]), representação tridimensional [10] e técnica dos volumes médios [11] .....	8
Figura 2.3 – Domínio de simulação constituído por ar, têxtil e camada de ar entre a coxa e o têxtil [25]; grelha utilizada .....	9
Figura 2.4 – Avaliação de diferentes posições da gota de um agente químico colocado no exterior do têxtil e exposto a uma corrente de ar [26] .....	10
Figura 2.5 – Três camadas que constituem o material em estudo (ARALITE) com identificação dos mecanismos de transferência de calor e massa considerados nas fronteiras (esquema não está à escala) .....	11
Figura 2.6 - Cinco camadas que constituem a farda de bombeiro, com identificação dos mecanismos de transferência de calor e massa considerados nas fronteiras (esquema não está à escala) ..	11
Figura 2.7 – Disposição dos têxteis e identificação dos mecanismos considerados; 1 e 3 - têxteis de revestimento e 2 - meio poroso de fibras (esquema não está à escala) .....	12
Figura 2.8 - Disposição dos têxteis e identificação dos mecanismos considerados; C - têxteis de revestimento, Têxtil A – não-tecido de lã, Têxtil B – não-tecido de poliéster (esquema não está à escala) .....	13
Figura 3.1 - Volume infinitesimal de um têxtil e identificação dos materiais que o constituem [4] ..	20
Figura 3.2 – Transferência de calor através do compósito; a) transferência em paralelo e b) transferência em série .....	23
Figura 3.3 – Condutividade efetiva do têxtil ( $k_{ef}$ ) normalizada pela condutividade da fase sólida ( $k_{\sigma}$ ) em função da fração de gás do têxtil ( $\varepsilon_y$ ; porosidade), para diferentes modelos na literatura (equações 3.3, 3.7 – 3.10); efeito da razão entre a condutividade da fase sólida ( $k_{\sigma}$ ) e a condutividade da fase gasosa ( $k_y$ ), sobre a condutividade efetiva do têxtil: a) $k_{\sigma}/k_y = 3$ , b) $k_{\sigma}/k_y = 9$ , c) $k_{\sigma}/k_y = 30$ e d) $k_{\sigma}/k_y = 100$ .....	25
Figura 3.4 - Condutividade efetiva do têxtil ( $k_{ef}$ ) normalizada pela condutividade da fase sólida ( $k_{\sigma}$ ) em função da fração de gás do têxtil ( $\varepsilon_y$ ; porosidade), para diferentes modelos de $k_{ef}$ (equações 3.3, 3.7 – 3.10); comparação entre os resultados experimentais e os modelos matemáticos obtidos para amostras de poliéster ( $k_{\sigma}/k_y = 5,5$ ) [intervalo de confiança dos resultados experimentais, $n=5$ e nível de confiança 95%] .....	27

Figura 3.5 – <i>Regain</i> de equilíbrio da fibra em função da humidade relativa a que se encontra exposta a fibra; $Regain_t$ – quantidade de água retida na fibra, $Regain_{eq}$ – quantidade de água retida na fibra no equilíbrio .....	29
Figura 3.6 – Difusão da água retida na fibra (a cinzento) para o ar devido à diminuição da humidade ambiente (de $\varphi_1$ para $\varphi_2$ ; $\varphi_2 < \varphi_1$ ); a) água na fibra em equilíbrio com $\varphi_1$ , b) diminuição da humidade ambiente e c) água na fibra em equilíbrio com $\varphi_2$ .....	30
Figura 3.7 – Difusão da água na fibra (a cinzento) é suposta instantânea e igual à taxa inicial [legenda: $C_f$ – concentração de água inicial e $C_{eq}$ – concentração de água de equilíbrio].....	31
Figura 3.8 – Balanço energético ao volume de controlo do têxtil constituído pela fase sólida (água retida na fibra + fibra) e a gasosa (vapor de água + gás + inertes) .....	33
Figura 3.9 - Balanço mássico ao volume de controlo do têxtil constituído pela fase sólida (água retida na fibra + fibra) e a gasosa (vapor de água + gás + inertes) .....	36
Figura 3.10 - Placa plana exposta a correntes convectivas com $T_\infty > T_0$ e $\rho_\infty > \rho_0$ (estado transiente) .....	39
Figura 3.11 - Resultados numéricos e analíticos quando só existe gás, desde o centro do domínio até à fronteira: a) perfil de temperatura e b) perfil de concentração; tempo = 0,05 s .....	42
Figura 3.12 – Perfil de temperatura desde o centro do domínio até à fronteira quando existe apenas fibra; tempo = 10 s .....	42
Figura 3.13 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos de Gibson e Charmchi [4] e os obtidos no presente trabalho; diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial: a) lã, b) algodão e c) seda .....	44
Figura 3.14 – Comparação entre os resultados numéricos obtidos no centro da lã, algodão e seda; a) concentração de vapor de água, b) humidade relativa e c) taxa de sorção de água na fibra .....	45
Figura 3.15 – Efeito de um desajuste no fator $D_t/d_t^2$ sobre as previsões numéricas obtidas no centro do têxtil; a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial e b) taxa de sorção de vapor de água na fibra .....	48
Figura 3.16 – Efeito de um desajuste no calor específico da fibra ( $Cp_{ds}$ ) sobre as previsões numéricas obtidas no centro do têxtil: a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial e b) calor específico efetivo a pressão constante .....	49
Figura 3.17 – Efeito de um desajuste na massa volúmica de fibra ( $\rho_{ds}$ ) sobre as previsões numéricas obtidas no centro do têxtil: a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial, b) taxa de sorção de vapor de água na fibra e c) fração de água retida na fibra .....	50

Figura 3.18 – Efeito de um desajuste na fração de fibra ( $\epsilon_{ds}$ ) sobre as previsões numéricas obtidas no centro do têxtil: a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial b) taxa de sorção de vapor de água na fibra e c) humidade relativa.....	51
Figura 3.19 – Efeito de um desajuste na tortuosidade do têxtil ( $\tau$ ) sobre as previsões numéricas obtidas no centro do têxtil: a) difusividade efetiva do vapor de água através do têxtil, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de vapor de água na fibra e d) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial.....	52
Figura 3.20 – Efeito de um desajuste no coeficiente convectivo de transferência de calor ( $h_c$ ) sobre as previsões numéricas de: a) fluxo de calor na fronteira e b) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial.....	53
Figura 3.21 – Efeito de um desajuste no coeficiente convectivo de transferência de massa ( $k_c$ ) sobre as previsões numéricas no centro do têxtil: a) humidade relativa, b) taxa de sorção de vapor de água na fibra e c) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial .....	54
Figura 4.1 – Esquema do equipamento utilizado para determinar as resistências evaporativas: a) medição da resistência convectiva e b) medição da resistência evaporativa do têxtil [legenda: 1) prato poroso com uma membrana permeável ao vapor de água, 2) sensor de temperatura, 3) elemento de aquecimento, 4) guarda, 5) mesa de medição e 6) amostra têxtil] .....	67
Figura 4.2 - Comparação entre os resultados numéricos e experimentais obtidos para a amostra I ( $a$ e $b$ ), amostra II ( $c$ e $d$ ), amostra III ( $e$ e $f$ ) e amostra IV ( $g$ e $h$ ; Figura 4.2); temperatura ( $a$ , $c$ , $e$ e $g$ ) e humidade relativa ( $b$ , $d$ , $f$ e $h$ ) ao longo do tempo ( $n = 2$ para a amostra I e II; $n = 3$ para a amostra III e IV; intervalo de confiança de 95 %) .....	75
Figura 4.3 – Previsões numéricas de fluxo de calor e fração de água retida na fibra na fronteira junto ao prato, em função do tempo, para os vários parâmetros definidos na Tabela 4.3, considerando os seguintes desvios: a) incluindo/desprezando a água sorvida na fibra, nos cálculos da fração de fibra, b) com/sem subestimação da massa de têxtil, c) com/sem subestimação da espessura do têxtil, d) com/sem subestimação da resistência evaporativa total, e) com/sem subestimação da resistência evaporativa convectiva e f) com/sem subestimação do fator de sorção.....	78
Figura 4.4 – Fração de água retida na fibra ao longo da espessura adimensional do têxtil, para diferentes tempos e valores dos parâmetros em análise.....	80
Figura 5.1 - Volume infinitesimal de um têxtil e identificação das quatro fases [1] .....	87
Figura 5.2 – Comparação entre as curvas de: a) resistência aparente ao escoamento de Darcy [13] e b) <i>regain</i> de têxteis típicos [21], em função da humidade relativa.....	93
Figura 5.3 – Mecanismos de transferência (identificados a azul) que ocorrem no têxtil [legenda: 1- têxtil, 2 – ar + vapor de água + inertes, 3 – água livre, 4 – água retida na fibra e 5 – fibra] .....	95

Figura 5.4 - Volume de controlo do têxtil constituído pela fase sólida (água livre + água retida na fibra + fibra) e gasosa (vapor de água + gás + inertes); balanços energéticos a ambas as fases .....	96
Figura 5.5 - Balanço ao gás no volume de controlo .....	99
Figura 5.6 - Balanço ao vapor de água no volume de controlo do têxtil .....	100
Figura 5.7 - Balanço à água retida na fibra no volume de controlo do têxtil; fase sólida constituída por água livre, água retida na fibra e fibra.....	101
Figura 5.8 - Balanço à água livre no volume de controlo do têxtil; fase sólida constituída por água livre, água retida na fibra e fibra .....	102
Figura 5.9 – Resultados numéricos e analíticos quando só existe gás, desde o centro do domínio até à fronteira: a) perfil de temperatura e b) perfil de concentração; tempo= 0,05 s .....	109
Figura 5.10 – Perfis de temperatura desde o centro do domínio até à fronteira quando existe apenas: a) fibra e b) água líquida; tempo= 10s.....	110
Figura 5.11 – Esquema do ensaio experimental realizado por Le <i>et al.</i> [2], domínio da simulação (segmento a azul) e condições fronteira utilizadas para replicar o trabalho dos autores .....	111
Figura 5.12 – Comparação entre os perfis de temperatura na fibra obtidos experimentalmente por Le <i>et al.</i> [2] e através do presente trabalho, a diferentes distâncias da base do têxtil: a) $x = 8$ , b) $x = 22$ e c) $x = 48$ mm .....	114
Figura 5.13 – Resultados numéricos obtidos ao longo do tempo a 8, 22 e 48 mm da entrada de gás (Figura 5.11): a) concentração de vapor de água, b) taxa de sorção de água na fibra [com zona do gráfico ampliada], c) fração de água líquida retida na fibra, d) temperatura do gás, e) diferença entre temperatura gás e fibra e f) temperatura de saturação da água.....	115
Figura 5.14 – Resultados numéricos obtidos ao longo do tempo para diferentes frações de água líquida inicial, a 8 mm da entrada do gás (Figura 5.11): a) temperatura na fibra, b) fração de água livre, c) taxa de evaporação de água livre e d) fração de água retida na fibra.....	117
Figura 5.15 - Comparação entre os perfis de temperatura obtidos com diferentes modelos (SD e SDLVE) e resultados experimentais: a) amostra I, b) amostra II, c) amostra III e d) amostra IV .....	120
Figura 5.16 – Resultados obtidos a 5 mm da base do têxtil com o modelo SDLVE: a) temperatura do gás e da fibra, b) concentração de vapor de água e de saturação do vapor de água (à temperatura da fibra), c) fração de água livre nos poros do têxtil e d) taxa de sorção de água livre na fibra [coeficiente de transferência de massa na condensação inicial de $1,5 \times 10^{-2} \text{ m.s}^{-1}$ ] .....	122
Figura 5.17 – Efeito do coeficiente de transferência de massa na condensação sobre a formação de água livre nos poros do têxtil, a 5 mm da entrada do gás .....	123



Figura 5.18 - Efeito do ajuste do coeficiente de transferência de calor convectivo ( $h_c$ ) sobre as previsões numéricas, no centro do têxtil; a) temperatura da fibra e b) diferença entre a temperatura da fibra e a do gás.....	124
Figura 5.19 - Efeito do ajuste do coeficiente de difusão de água na fibra ( $D_f$ ) sobre as previsões numéricas, no centro do têxtil; a) temperatura da fibra e b) taxa de sorção de vapor de água na fibra.....	125
Figura 5.20 - Efeito do ajuste do diâmetro da fibra ( $d_f$ ) sobre as previsões numéricas, no centro do têxtil; a) temperatura da fibra e b) taxa de sorção de vapor de água na fibra.....	126
Figura 6.1 – Considerações sobre a interface pele-vestuário quando ocorre: a) perspiração, b) perspiração + sudação e c) sudação [legenda: 1- pêlo, 2 – poro excretor e 3 – glândula sudorípara] .....	133
Figura 6.2 – Esquema de um torso coberto por vestuário multicamada; a) equipamento completo e b) secção do torso com identificação das principais variáveis definidas no torso (as letras A e B representam 2 camadas de uma peça de vestuário).....	134
Figura 6.3 - Diferentes fases de teste a que o vestuário multicamada é exposto; a) parâmetros impostos na superfície do torso durante os ensaios experimentais e b) condições fronteira na pele definidas nos estudos numéricos.....	135
Figura 6.4 - Efeito da variação da espessura do vestuário sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida .....	144
Figura 6.5 – Efeito da variação do <i>regain</i> da fibra da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele ao longo das diferentes fases de teste; a) fração de água na fibra, b) taxa de sorção de água na fibra, c) temperatura na fibra e d) humidade relativa .....	146
Figura 6.6 - Efeito da variação do coeficiente de difusão de água da fibra ( $D_f$ ) da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra e b) temperatura na fibra .....	148
Figura 6.7 - Efeito da variação do coeficiente de difusão de água da fibra ( $D_f$ ) da camada externa do vestuário (camada B , Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas no centro do vestuário, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra e b) temperatura na fibra .....	148
Figura 6.8 - Efeito da variação do coeficiente de difusão de água da fibra ( $D_f$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura na fibra, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida na fibra .....	149

Figura 6.9 - Efeito da variação da massa volúmica da fibra ( $\rho_{ds}$ ) da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra, b) temperatura, c) humidade relativa e d) fração de água retida.....	151
Figura 6.10 - Efeito da variação da fração de fibra ( $\varepsilon_{ds}$ ) da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra, b) fração de água retida, c) temperatura e d) inércia térmica .....	153
Figura 7.1 - Esquema do modelo de termorregulação com 65 nós [20] .....	163
Figura 7.2 – Comparação entre os resultados reportados por Tanabe <i>et al.</i> [4] e os obtidos no presente trabalho; temperatura média de toda a superfície da pele do corpo quando o indivíduo é exposto a diferentes temperaturas ambiente.....	178
Figura 7.3 - Calor removido da pele por evaporação do suor em função da temperatura ambiente (ao fim de 60 min) .....	179
Figura 7.4 - Resultados obtidos com o modelo TR para um indivíduo despido e exposto a 2 temperaturas ambiente diferentes, durante 60 minutos ( <i>a, c, e e g</i> obtidos para a temperatura ambiente 10 °C e <i>b, d, f e h</i> obtidos para a temperatura ambiente de 40 °C); <i>a e b</i> ) temperatura na pele, <i>c e d</i> ) potência calorífica associada aos tremores de frio, <i>e e f</i> ) potência calorífica de evaporação do suor e <i>g e h</i> ) sinais de vasodilatação e vasoconstrição.....	180
Figura 7.5 – Efeito da resistência térmica do vestuário sobre a resposta do organismo, durante 60 minutos ( <i>a e b</i> obtidos com uma resistência térmica de 0,08 m <sup>2</sup> ·K·W <sup>-1</sup> , <i>c e d</i> obtidos com resistência térmica de 0,22 m <sup>2</sup> ·K·W <sup>-1</sup> e <i>e e f</i> com resistência térmica de 1,40 m <sup>2</sup> ·K·W <sup>-1</sup> ); <i>a, c e e</i> ) temperatura na pele e <i>b, d e f</i> ) potência calorífica associada aos tremores de frio; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.10.....	183
Figura 7.6 - Efeito da resistência térmica do vestuário sobre a resposta do organismo, durante 60 minutos ( <i>a e b</i> obtidos com uma resistência térmica de 0,08 m <sup>2</sup> ·K·W <sup>-1</sup> , <i>c e d</i> obtidos com resistência térmica de 0,22 m <sup>2</sup> ·K·W <sup>-1</sup> e <i>e e f</i> com resistência térmica de 1,40 m <sup>2</sup> ·K·W <sup>-1</sup> ); <i>a, c e e</i> ) potência calorífica de evaporação do suor e <i>b, d e f</i> ) sinais de vasodilatação e vasoconstrição; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.10.....	184
Figura 7.7 – Efeito do índice de permeabilidade do vestuário ao vapor de água sobre a resposta do organismo, durante 60 minutos ( <i>a e b</i> obtidos com um índice de 0,1, <i>c e d</i> obtidos com um índice de 0,3 e <i>e e f</i> com um índice de 0,7); <i>a, c e e</i> ) temperatura na pele e <i>b, d e f</i> ) potência calorífica de evaporação do suor; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.10.....	185
Figura 7.8 – Efeito das propriedades do vestuário que cobre a cabeça sobre a temperatura e sinal de frio na região da cabeça, durante 60 minutos; <i>a</i> ) temperatura na pele da cabeça, <i>b</i> ) temperatura no <i>core</i> da cabeça e <i>c</i> ) sinal de frio na cabeça; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.11 .....	188

Figura 7.9 – Efeito das propriedades do vestuário que cobre a cabeça sobre a potência calorífica associada aos tremores de frio nas regiões do corpo, durante 60 minutos; a) $R_{ct} = 0 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$ e $i_{cl}=1$ , b) $R_{ct} = 0,22 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$ e $i_{cl}=0,3$ e c) $R_{ct} = 1,40 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$ e $i_{cl}=0$ ; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.11.....	189
Figura 7.10 – Efeito das propriedades do vestuário que cobre o peito sobre a temperatura e o calor perdido por respiração no peito, durante 60 minutos; a) temperatura na pele do peito, b) temperatura no <i>core</i> do peito e c) potência calorífica associada à respiração; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.11.....	189
Figura 7.11 – Efeito das propriedades do vestuário que cobre o peito sobre a potência calorífica associada aos tremores de frio nas regiões do corpo, durante 60 minutos; a) $R_{ct} = 0 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$ e $i_{cl}=1$ , b) $R_{ct} = 0,22 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$ e $i_{cl}=0,3$ e c) $R_{ct} = 1,40 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$ e $i_{cl}=0$ ; condições fronteira de acordo com Tabela 7.11 .....	190
Figura 7.12 – Interface criada para correr vários tipos de estudos; sequência de janelas que permite definir o estudo onde se integra o modelo de termorregulação e o modelo de transferência de calor e massa em têxteis .....	192
Figura 7.13 – Interface criada para correr vários tipos de estudos; sequência de janelas que permite definir o estudo onde se integra o modelo de termorregulação e o modelo de transferência de calor e massa em têxteis .....	193
Figura 7.14 – Diagrama de fluxo de informação entre os modelos TR e TCMT .....	194
Figura 7.15 – Comportamento dos parâmetros obtidos nos modelos TR e TCMT para cada incremento de tempo; o estado térmico do corpo é determinado pelo modelo TR enquanto as propriedades do vestuário são mantidas constantes; as propriedades do vestuário são determinadas pelo modelo TCMT mantendo o estado do corpo constante [linha contínua – cálculo contínuo de vários parâmetros; linha a tracejado – valores calculados previamente e assumidos constantes] .....	195
Figura 7.16 - Esquema dos parâmetros trocados entre os modelos TR e TCMT.....	196
Figura 7.17 - Resposta do peito de um indivíduo vestido e exposto a um ambiente quente (40°C) durante 120 minutos; a) temperatura no <i>core</i> , b) temperatura na pele, c) taxa de sudção e d) potência calorífica de evaporação do suor; efeito da integração dos modelos TR e TCMT na região do peito; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.13.....	204
Figura 7.18 – Propriedades do vestuário e coeficientes de transferência determinados no modelo TCMT; a) resistência evaporativa, b) resistência térmica, c) coeficiente de transferência de calor na evaporação e d) coeficiente de transferência de calor total; integração dos modelos TR e TCMT na região do peito; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.13.....	205
Figura 7.19 – Resultados obtidos ao longo da espessura adimensional do vestuário na zona do peito, para diferentes tempos de exposição; a) humidade relativa, b) fração de água retida na fibra,	

c) temperatura, d) difusividade do vapor de água no ar e e) taxa de sorção de água na fibra; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.13 e propriedades do vestuário da Tabela 7.14 .....	206
Figura 8.1 - Esquema de uma manta de aquecimento com identificação de alguns dos parâmetros que devem ser definidos aquando a construção da mesma [legenda: 1 – camada de têxtil e 2 – fios de aquecimento] .....	216
Figura 8.2 – Manta sobre a pele com identificação do domínio de simulação (a azul) e condições fronteira (número 1 e 2) .....	217
Figura 8.3 – Efeito da interdependência entre os fenómenos de transporte de calor e massa na manta durante a exposição a diferentes taxas de sudção; a) 9 e b) 100 g·m <sup>-3</sup> ·h <sup>-1</sup> [com entalpias – inclui dependência entre fenómenos; sem entalpias – negligencia dependência entre fenómenos] .....	221
Figura 8.4 - Taxa de sorção de água na fibra na fronteira junto à pele, quando a taxa de sudção é 9 e 100 g·m <sup>-3</sup> ·h <sup>-1</sup> .....	222
Figura 8.5 – Manta constituída por duas camadas (A – camada interna e B – camada externa), com elementos de aquecimento intercalados entre ambas .....	223
Figura 8.6 – Distribuição de temperatura na pele (longo de x, y = 0; Figura 8.5) para diferentes distâncias entre os fios de aquecimento (1,25, 1,7, 2,5 e 5 cm) em estado-estacionário; fluxo de calor imposto assegura uma temperatura média na pele de 34 °C .....	226
Figura 8.7 - Condutividade térmica da camada interna da manta que assegura uma variação máxima ao longo da pele de 10 °C, para cada par espessura da camada interna– distância entre fios [linha a tracejado indica a condutividade máxima de têxteis reportada na literatura] .....	227
Figura 8.8 - Distribuição de temperatura na pele (longo de x, y = 0; Figura 8.5) em estado-estacionário para 4 configurações da manta (Tabela 8.5), com um fluxo de calor que assegura uma temperatura média na pele de 34°C (espaçamento entre fios = 5 cm) .....	229
Figura 8.9- Distribuição de temperatura no fio e na pele ao longo do tempo quando se utiliza a configuração III e IV da manta (Tabela 8.5), com diferentes potências de funcionamento; a) e c) temperatura no fio e b e d) temperatura em duas regiões da pele (espaçamento entre fios = 5 cm) .....	231
Figura 8.10 - Manequim térmico utilizado nos ensaios de avaliação do desempenho térmico do protótipo; a) zona superior do manequim e b) manequim deitado sobre uma maca .....	232
Figura 8.11 - Numeração das zonas de aquecimento do manequim térmico .....	233
Figura 8.12 – Distribuição de temperatura média na superfície do manequim térmico obtido em estado-estacionário quando o aquecimento está desligado e ligado .....	233

Figura 8.13 - Perfis de temperatura nas regiões do manequim cobertas pelo protótipo, com aquecimento ligado: a) braços e tronco e b) pernas e pés (Figura 8.12); indicada gama de temperatura definida como de conforto (31 e 37 °C) [legenda dos gráficos corresponde às zonas do manequim identificadas na Figura 8.11] .....	234
Figura 8.14 - Casaco com sistema de arrefecimento por ventoinhas; esquema do domínio de simulação constituído pelo microclima entre a pele e o têxtil, uma camada de têxtil e o domínio de ar que envolve o casaco (setas a azul representam a direção do escoamento de ar) .....	235
Figura 8.15 - Domínio de simulação e fronteiras numeradas.....	236
Figura 8.16 – Efeito do caudar de ar sobre a remoção de calor e massa da pele; a) potência calorífica transferida por evaporação do suor e por convecção forçada e b) potência calorífica e taxa de remoção de vapor de água na pele.....	241
Figura 8.17 – Efeito da tortuosidade do casaco sobre; a) coeficiente de difusão do vapor de água no ar através do vestuário, b) massa total removida através do vestuário e do microclima e c) potência calorífica e taxa de remoção de vapor de água na pele.....	243
Figura 8.18 – Efeito da fração de fibra do casaco sobre; a) frações de água retida, de fibra e de gás e b) potência calorífica e taxa de remoção de vapor de água na pele .....	244
Figura 8.19 – Efeito do <i>regain</i> da fibra do casaco sobre; a) frações de água retida e de fibra em função do <i>regain</i> da fibra e b) potência calorífica e taxa de remoção de vapor de água na pele .....	244
Figura 8.20 - Distribuição de água retida no vestuário quando a camada higroscópica (lã, Tabela 8.8) é exposta; a) ao microclima e b) ao ambiente.....	245
Figura A.1 – Compósito constituído por dois tipos de materiais sobrepostos; transferência de calor ocorre em paralelo .....	258
Figura A.2 – Compósito constituído por dois tipos de materiais, dispostos consecutivamente; transferência de calor ocorre em série.....	259
Figura A.3 - Condutividade efetiva do têxtil ( $k_{ef}$ ) normalizada pela condutividade da fase sólida ( $k_{\sigma}$ ) em função da fração de gás do têxtil ( $\varepsilon_{\gamma}$ ; porosidade), para diferentes modelos de $k_{ef}$ (equações 3.3 e 3.7 à 3.10); comparação entre os resultados experimentais e os modelos matemáticos: a) lã ( $k_{\sigma}/k_{\gamma} = 9,8$ ); b) algodão ( $k_{\sigma}/k_{\gamma} = 7,5$ ) e c) poliéster ( $k_{\sigma}/k_{\gamma} = 5,5$ ) [intervalo de confiança dos resultados experimentais, $n=5$ e nível de confiança 95%] .....	267
Figura B.1 – Identificação dos subdomínios (A, B e C) e das fronteiras (1,2) .....	271
Figura B.2 – Resultados obtidos com diferentes grelhas (Tabela B.1); a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial, b) perfil de concentração de vapor de água no centro do têxtil, c) diferença entre o fluxo de calor condutivo e convectivo na	

fronteira 1 (Figura B.1) e d) diferença entre o fluxo de massa difusivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1) .....	272
Figura B.3 – Resultados obtidos com diferentes passos de integração; a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial, b) perfil de concentração de vapor de água no centro do têxtil, c) diferença entre o fluxo de calor condutivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1) e d) diferença entre o fluxo de massa difusivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1) .....	273
Figura B.4 – Resultados obtidos com diferentes tolerâncias relativas; a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial, b) perfil de concentração de vapor de água no centro do têxtil, c) diferença entre o fluxo de calor condutivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1) e d) diferença entre o fluxo de massa difusivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1) .....	274
Figura B.5 – Resultados obtidos com diferentes tolerâncias absolutas; a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial, b) perfil de concentração de vapor de água no centro do têxtil, c) diferença entre o fluxo de calor condutivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1) e d) diferença entre o fluxo de massa difusivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1) .....	275
Figura B.6 – Resultados obtidos com diferentes ordens de discretização; a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial, b) perfil de concentração de vapor de água no centro do têxtil, c) diferença entre o fluxo de calor condutivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1) e d) diferença entre o fluxo de massa difusivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1) .....	276
Figura D.1 - Retas de calibração do sensor de humidade: a) RH1 e b) RH2, calibrados a 34 °C.....	279
Figura D.2 – Comparação entre os resultados dos sensores <i>RH1</i> e <i>RH2</i> : a) humidade relativa e b) temperatura – linhas a cheio representam o intervalo em que os resultados se encontram dentro da incerteza .....	279
Figura D.3 – Resultados experimentais de temperatura (a) e humidade relativa (b) ao longo do tempo para a amostra de lã (amostra I, Tabela 4.2); adquiridos com o sensor RH1.....	280
Figura D.4 – Resultados experimentais de temperatura (a) e humidade relativa (b) ao longo do tempo para a amostra de algodão (amostra II, Tabela 4.2) adquiridos com o sensor RH2.....	281
Figura D.5 - Resultados experimentais de temperatura (a e c) e humidade relativa (b) ao longo do tempo para a amostra de algodão (amostra III, Tabela 4.2) adquiridos com o sensor <i>RH1</i> ....	282
Figura D.6 - Resultados experimentais de temperatura (a) e humidade relativa (b) ao longo do tempo para a amostra de algodão + lã (amostra IV, Tabela 4.2) adquiridos com o sensor <i>RH2</i> .....	282

Figura D.7 - Perfis de temperatura registados no centro das amostras (Tabela 4.2) durante a fase de condicionamento das mesmas (fase I), de transporte (fase II) e de ensaio de resistência evaporativa (fase III); a) amostra I, b) amostra II, c) amostra III e d) amostra IV.....	284
Figura D.8 - Amostra têxtil exposta às condições ambiente do laboratório durante o processo de transporte; domínio de simulação assinalado a azul e identificação das fronteiras .....	285
Figura D.9 – Efeito da deslocação da amostra de lã desde a câmara climática (35 °C, 40% de humidade relativa) até ao equipamento de teste (20 °C, 65% de humidade relativa), após 2 minutos de exposição: a) concentração total de água no têxtil, b) pressão parcial de vapor, c) humidade relativa e d) temperatura, ao longo da espessura da amostra de lã.....	288
Figura E.1 – Representação de uma fibra (a cinzento) coberta por água líquida (a azul), com diferentes frações de área coberta .....	292
Figura F.1 – Efeito do número de elemento da grelha sobre a primeira derivada da pressão: a) grelha com 1218 elementos e b) grelha com 20 elementos .....	295
Figura F.2 - Diminuição do erro associado à primeira derivada da pressão através de uma mudança de variável.....	296
Figura G.1 – Identificação dos subdomínios (A, B e C) e das fronteiras (1,2) .....	297
Figura G.2 - Comparação entre os resultados obtidos com diferentes grelhas, na entrada do equipamento; a) fluxo de calor e b) fluxo de massa .....	298
Figura G.3 - Resultados obtidos com diferentes grelhas, a 8 mm da entrada (Figura 5.11); a) temperatura na fibra e b) concentração de vapor de água nos poros do têxtil .....	299
Figura G.4 – Resultados obtidos com diferentes passos de integração, a 8 mm do prato inferior do equipamento (Figura 5.11): a) temperatura na fibra e b) fração de água líquida retida na fibra .....	300
Figura G.5 – Comparação entre os perfis de temperatura na fibra obtidos com diferentes concentrações de vapor de água na saída do equipamento; resultados foram avaliados a diferentes distâncias da base do têxtil: a) a 8 mm, b) a 22 mm e c) a 48 mm.....	301
Figura H.1 - Efeito da variação da emissividade da superfície exterior do vestuário sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida .....	304
Figura H.2 - Efeito da variação da condutividade térmica da fibra ( $k_{ds}$ ) da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura na fibra, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida na fibra .....	305

Figura H.3 - Efeito da condutividade térmica da fibra ( $k_{ds}$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas no centro do vestuário, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra e b) temperatura na fibra .....	306
Figura H.4 - Efeito da variação da condutividade térmica da fibra ( $k_{ds}$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura na fibra, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida na fibra .....	307
Figura H.5 - Efeito da variação do <i>regain</i> da fibra da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas no centro do vestuário, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra e b) temperatura na fibra .....	308
Figura H.6 - Efeito da variação do <i>regain</i> da fibra da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura na fibra, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida na fibra .....	309
Figura H.7 - Efeito da variação da massa volúmica da fibra ( $\rho_{ds}$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas no centro do vestuário, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra e b) temperatura na fibra .....	310
Figura H.8 - Efeito da variação da massa volúmica da fibra ( $\rho_{ds}$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida .....	311
Figura H.9 - Efeito da variação do calor específico ( $Cp_{ds}$ ) da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas de temperatura na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste .....	312
Figura H.10 - Efeito da variação do calor específico ( $Cp_{ds}$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas de temperatura, ao longo das diferentes fases de teste; a) no centro do vestuário e b) na interface fibra-pele .....	313
Figura H.11 - Efeito da variação da fração de fibra ( $\varepsilon_{ds}$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre a temperatura no centro do vestuário, ao longo das diferentes fases de teste .....	314
Figura H.12 - Efeito da variação da fração de fibra ( $\varepsilon_{ds}$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b), sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida .....	315
Figura H.13 - Efeito da variação da tortuosidade ( $\tau$ ) da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes	



fases de teste; a) humidade relativa, b) taxa de sorção de água na fibra, c) fração de água retida e d) temperatura.....	316
Figura H.14 - Efeito da variação da tortuosidade ( $\tau$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas no centro do vestuário, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra e b) temperatura na fibra .....	317
Figura H.15 - Efeito da variação da tortuosidade ( $\tau$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida .....	318
Figura I.1 - Interface desenvolvida para correr vários tipos de estudos; sequência de janelas que permite definir vários parâmetros do vestuário e analisar o seu efeito sobre o desempenho térmico da peça.....	321
Figura J.1 – Influência do passo de integração sobre os resultados obtidos no peito; a) temperatura na pele e b) calor produzido pelos tremores de frio .....	325



## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1 - Parâmetros utilizados para avaliar diferentes expressões de condutividade efetiva (equação 3.3, 3.7 – 3.10) .....	24
Tabela 3.2 - Geometria e distribuição das fibras consideradas durante a análise dos modelos de Militký [15], Hamilton e Grosser [13] e Lewis e Nielsen [13] .....	26
Tabela 3.3 – Balanços (equações 3.46, 3.24, 3.42 e 3.45) e formato das PDE definidas na plataforma FEM.....	37
Tabela 3.4 - Coeficientes das PDE das equações 3.46, 3.24, 3.42 e 3.45.....	37
Tabela 3.5 - Condições fronteira para a PDE do calor (equação 3.47) e da massa (equação 3.48).....	38
Tabela 3.6 - Número de Fourier, número de Biot e coeficientes $A_1$ e $\lambda_1$ (equações 3.50 e 3.51), determinados com base nas propriedades do gás e da fibra (Tabela 3.7) .....	40
Tabela 3.7 - Propriedades do gás e da fibra .....	41
Tabela 3.8 - Condições fronteira utilizadas na verificação do modelo.....	41
Tabela 3.9 - Propriedades das amostras de lã, algodão e seda [4].....	43
Tabela 4.1 - Sumário das abordagens e equações que permitem calcular os parâmetros necessários em análises numéricas.....	70
Tabela 4.2 – Descrição e parâmetros obtidos para as quatro amostras analisadas ( $n = 5$ para $L$ e $\rho_{ef}$ ; $n = 3$ para $\varepsilon_{ds}$ e $\tau$ ; intervalo de confiança de 95 %) .....	71
Tabela 4.3 – Propriedades do ar, água e amostras e condições fronteira definidas nas simulações numéricas .....	73
Tabela 4.4 - (cont.) Propriedades do ar, água e amostras e condições fronteira definidas nas simulações numéricas.....	74
Tabela 5.1 – Balanços (equação 5.14, 5.15, 5.16, 5.23, 5.35, 5.38, 5.41 e 5.44) e formato das PDE definidas na plataforma de FEM.....	104
Tabela 5.2 - Coeficientes das PDE que traduzem as equações 5.14, 5.15, 5.16, 5.23, 5.35, 5.38, 5.41 e 5.44.....	105
Tabela 5.3 - Condições fronteira definidas para as PDE relativas ao transporte de calor (equação 5.45 e 5.46) e de massa (equação 5.47) .....	107
Tabela 5.4 - Número de Fourier, número de Biot e coeficientes $A_1$ e $\lambda_1$ (equações 5.49 e 5.50) .....	108
Tabela 5.5 - Propriedades do gás, fibra e água líquida.....	109
Tabela 5.6 – Condições fronteira utilizadas na validação do modelo com soluções analíticas.....	109

Tabela 5.7 - Propriedades e parâmetros definidos no modelo numérico .....	112
Tabela 5.8 - Parâmetros ajustados no modelo SD e modelo SDLVE .....	119
Tabela 6.1 - Balanços (equações 6.1, 6.2, 6.3, 5.14, 5.41 e 5.44) e formato das PDE definidas na plataforma de FEM .....	138
Tabela 6.2 - Coeficientes das PDE que traduzem as equações 6.1, 6.2, 6.3, 5.14, 5.41 e 5.44.....	139
Tabela 6.3 - Condições fronteira definidas para as PDE relativas ao transporte de calor (equação 6.4 e 6.5) e de massa (equação 6.7).....	140
Tabela 6.4 - Propriedades da camada A (lã) e B (algodão) do vestuário multicamada (Figura 6.2b) .....	143
Tabela 7.1 – Caudal de sangue basal, capacidade calorífica e calor metabólico basal para cada camada e zona do corpo [20].....	165
Tabela 7.2 - Coeficientes de distribuição utilizados no modelo TR [20] .....	166
Tabela 7.3 – Temperatura de referência por zona e camada do corpo [20].....	167
Tabela 7.4 - Área e massa de cada zona do corpo [20] .....	169
Tabela 7.5 - Condutância térmica entre as camadas do corpo [20] .....	173
Tabela 7.6 - Tempo de exposição, condições ambiente e taxa metabólica do indivíduo despido [4] .....	176
Tabela 7.7 - Coeficiente de transferência de calor convectivo e radiativo, por zona do corpo [4]... 177	
Tabela 7.8 - Temperatura inicial de todas as zonas e camadas do corpo .....	177
Tabela 7.9 – Vestuário com diferentes propriedades.....	181
Tabela 7.10 – Condições fronteira definidas no estudo da influência das propriedades do vestuário (Tabela 7.9) sobre a resposta do organismo .....	182
Tabela 7.11 – Condições fronteira definidas no estudo da influência das propriedades do vestuário da cabeça ou peito (Tabela 7.12) sobre a resposta do organismo .....	187
Tabela 7.12 – Propriedades de uma zona do vestuário (cabeça ou peito).....	187
Tabela 7.13 – Condições fronteira definidas na integração do modelo TR e TCMT.....	202
Tabela 7.14 - Propriedades da peça de vestuário multicamada definida no modelo TCMT; camada A – em contacto com a pele, camada B – exposta às condições ambiente .....	203
Tabela 8.1 – Condições-fronteira da Figura 8.2 .....	217
Tabela 8.2 - Parâmetros do material têxtil utilizado na manta (lã; capítulo 4) .....	218
Tabela 8.3 - Condições fronteira definidas para as PDE relativas ao transporte de calor (equação 8.1) e de massa (equação 8.2) .....	219

Tabela 8.4 – Propriedades e características das camadas interna e externa da manta e fio de aquecimento.....	225
Tabela 8.5- Configurações analisadas para o sistema manta + fios; resistência térmica de cada camada da manta .....	229
Tabela 8.6 – Propriedades do material têxtil que constitui o casaco com sistema de arrefecimento integrado (fibras de algodão) .....	237
Tabela 8.7 – Condições fronteira definidas nos modelos de transferência de calor, massa e escoamento .....	240
Tabela 8.8 – Propriedades dos materiais têxteis que constituem o casaco multicamada com sistema de arrefecimento integrado (camada de algodão e de lã).....	241
Tabela A.1 - Propriedades da lã, algodão, poliéster, ar e água utilizados no cálculo da porosidade de cada amostra .....	264
Tabela A.2 – Características das amostras de lã, algodão e poliéster ( $n= 5$ e nível de confiança 95%) .....	265
Tabela A.3 - Geometria e distribuição das fibras consideradas durante a análise dos modelos de Militký, Hamilton e Grosser e Lewis e Nielsen.....	268
Tabela B.1 - Características das grelhas utilizadas nos testes de grelha (Capítulo 3).....	271
Tabela D.1 - Condições de temperatura, humidade relativa, concentração de água e velocidade do ar dentro da câmara climática e no laboratório de testes.....	283
Tabela D.2 - Equações de Nusselt (Nu) para a superfície superior e inferior de uma placa plana horizontal (convecção natural).....	287
Tabela G.1 - Distribuição do número de elementos por cada grelha testada.....	297
Tabela I.1 - Parâmetros analisados para a camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) e de toda a peça .....	322
Tabela I.2 - Combinação de algumas propriedades da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b); temperatura máxima na pele (fase I, Figura 6.3) e identificação dos casos em que a temperatura varia entre 34 e 40 °C.....	323
Tabela I.3 - Combinação de algumas propriedades da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b); temperatura na pele após 30 minutos de exercício (fase I, Figura 6.3) e identificação dos casos em que a temperatura varia entre 34 e 40 °C.....	324
Tabela I.4 - Combinação de algumas propriedades da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b); temperatura na pele após 60 minutos de exercício (fase II, Figura 6.3).....	324



## NOMENCLATURA

$a_s$	Área superficial específica da fibra	[m <sup>-1</sup> ]
$a_s^*$	Área coberta por água líquida	[m <sup>-1</sup> ]
$d$	Diâmetro da partícula/geometria	[m]
$f$	Fibra	
$f_c$	Fator que converte o calor produzido em caudal de sangue	[L·h <sup>-1</sup> ·W <sup>-1</sup> ]
$f_{cl}$	Fator de área	[-]
$f_A$	Razão entre a área superficial do têxtil coberta por água líquida e a área coberta em condições críticas	[-]
$h_c$	Coeficiente de transferência de calor	[W·m <sup>-2</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$h_{cond}$	Condutância entre o nó e a vizinhança	[W·m <sup>-2</sup> ·°C <sup>-1</sup> ]
$h_e$	Coeficiente de transferência de calor desde a pele até ao meio ambiente	[W·m <sup>-2</sup> ·Pa <sup>-1</sup> ]
$h_r$	Coeficiente radiativo de transferência de calor	[W·m <sup>-2</sup> ·°C <sup>-1</sup> ]
$h_T$	Coeficiente total de transferência de calor na pele	[W·m <sup>-2</sup> ·°C <sup>-1</sup> ]
$h_T^\sigma$	Coeficiente de transferência de calor na fase sólida	[W·m <sup>-2</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$h_T^\gamma$	Coeficiente de transferência de calor na fase gasosa	[W·m <sup>-2</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$i_{cl}$	Índice de permeabilidade do vestuário ao vapor de água	[-]
$k_c$	Coeficiente de transferência de massa	[m·s <sup>-1</sup> ]
$k_c^{cond}$	Coeficiente de transferência de massa de condensação	[m·s <sup>-1</sup> ]
$k_c^{evap}$	Coeficiente de transferência de massa de evaporação	[m·s <sup>-1</sup> ]
$k_{ef}$	Condutividade térmica efetiva do têxtil	[W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$k_a$	Condutividade do ar	[W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$k_v$	Condutividade do vapor de água	[W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$k_\gamma$	Condutividade do gás	[W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$k_\sigma$	Condutividade da fase sólida	[W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$k_w$	Condutividade da água	[W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$k_{ds}$	Condutividade da fibra	[W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$k_{knud}$	Coeficiente de evaporação ou condensação de Knudsen	[-]
$\dot{m}_{cond}$	Taxa de condensação de água	[kg·s <sup>-1</sup> ·m <sup>-3</sup> ]
$\dot{m}_{evap}$	Taxa de evaporação de água	[kg·s <sup>-1</sup> ·m <sup>-3</sup> ]
$\dot{m}_{LG}$	Taxa de evaporação de água livre	[kg·s <sup>-1</sup> ·m <sup>-3</sup> ]
$\dot{m}_{LS}$	Taxa de sorção de água líquida na fibra	[kg·s <sup>-1</sup> ·m <sup>-3</sup> ]
$\dot{m}_{net}$	Caudal mássico de água condensada/evaporada	[kg·s <sup>-1</sup> ·m <sup>-2</sup> ]
$\dot{m}_{GS}$	Taxa de sorção de vapor de água na fibra	[kg·s <sup>-1</sup> ·m <sup>-3</sup> ]
$\dot{m}_s$	Caudal de sangue em cada nó	[L·h <sup>-1</sup> ]
$\dot{m}_{s, basal}$	Caudal de sangue basal	[L·h <sup>-1</sup> ]
$\dot{m}_{trab}$	Caudal de sangue utilizado para gerar trabalho externo	[L·h <sup>-1</sup> ]
$\dot{m}_{tremo}$	Caudal de sangue utilizado para gerar tremores de frio	[L·h <sup>-1</sup> ]
$p_a$	Pressão parcial de ar	[Pa]
$p_{sat}$	Pressão parcial de saturação	[Pa]
$p_v$	Pressão parcial de vapor	[Pa]
$p_{v, sat}^{pele}$	Pressão de saturação do vapor de água na pele	[Pa]
$p_v^{amb}$	Pressão parcial de vapor de água no ambiente	[Pa]
$r$	Raio	[m]
$s_v$	Parâmetro de relaxamento do tempo de evaporação	[s <sup>-1</sup> ]

$s_L$	Parâmetro de relaxamento do tempo de condensação	[s <sup>-1</sup> ]
$v_\gamma$	Velocidade de escoamento do vapor de água	[m·s <sup>-1</sup> ]
$A$	Área	[m <sup>2</sup> ]
$C$	Capacidade calorífica	[W·h·°C <sup>-1</sup> ]
$C_f$	Concentração de água retida na fibra	[kg·m <sup>-3</sup> ]
$Coef_{\text{área pele sudação}}$	Coefficiente que considera a área total de pele na sudação	[-]
$Coef_{\text{área pele vasoconstrição}}$	Coefficiente que considera a área de pele na vasoconstrição	[-]
$Coef_{\text{área pele vasodilatação}}$	Coefficiente que considera a área de na vasodilatação	[-]
$Coef_{\text{core, cabeça sudação}}$	Coefficiente de controlo de sudação no <i>core</i> da cabeça (371,2)	[W·°C <sup>-1</sup> ]
$Coef_{\text{core, cabeça vasoconstrição}}$	Coefficiente de controlo de vasoconstrição no <i>core</i> da cabeça (11,5)	[L·°C <sup>-1</sup> ]
$Coef_{\text{core, cabeça vasodilatação}}$	Coefficiente de controlo de vasodilatação no <i>core</i> da cabeça (117)	[L·h <sup>-1</sup> ·°C <sup>-1</sup> ]
$Coef_{\text{core, pele trem}}$	Coefficiente de controlo de tremores para a camada <i>core</i> da cabeça e para a pele de cada zona do corpo (24,4)	[W·°C <sup>-2</sup> ]
$Coef_{\text{músculo trab}}$	Coefficiente de distribuição dos músculos utilizados para produzir energia por trabalho externo	[-]
$Coef_{\text{músculo trem}}$	Coefficiente de distribuição dos músculos utilizados para produzir energia através de tremores	[-]
$Coef_{\text{pele integração}}$	Coefficiente de integração	[-]
$Coef_{\text{pele sudação}}$	Coefficiente de controlo de sudação da pele em cada zona do corpo (33,6)	[W·°C <sup>-1</sup> ]
$Coef_{\text{pele vasoconstrição}}$	Coefficiente de controlo de vasoconstrição na pele (11,5)	[L·°C <sup>-1</sup> ]
$Coef_{\text{pele vasodilatação}}$	Coefficiente de controlo de vasodilatação na pele (7,5)	[L·h <sup>-1</sup> ·°C <sup>-1</sup> ]
$C_{p_{ef}}$	Calor específico efetivo	[J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$C_{p_a}$	Calor específico do ar	[J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$C_{p_\gamma}$	Calor específico do gás	[J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$C_{p_w}$	Calor específico da água	[J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$C_{p_v}$	Calor específico do vapor de água	[J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$C_{p_{ds}}$	Calor específico da fibra	[J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]
$C_s^v$	Calor específico por unidade de volume de sangue	[W·h·L <sup>-1</sup> ·°C <sup>-1</sup> ]
$D_a$	Difusividade do vapor de água no ar	[m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup> ]
$D_{AB}$	Difusividade de <i>A</i> em <i>B</i>	[m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup> ]
$D_{ef}$	Difusividade efetiva do têxtil	[m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup> ]
$D_f$	Difusividade da água na fibra	[m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup> ]
$L$	Espessura	[m]
$Le$	Número de Lewis	[-]
$M_{ar}$	Massa molecular do ar (28,97×10 <sup>-3</sup> )	[kg·mol <sup>-1</sup> ]
$M_{H_2O}$	Massa molecular da água (18,015×10 <sup>-3</sup> )	[kg·mol <sup>-1</sup> ]
$Q_1$	Entalpia de sorção/desorção da água na fibra por unidade de massa	[J·kg <sup>-1</sup> ]
$Q_{\text{basal}}$	Calor metabólico basal	[W]
$Q_{\text{cond}}$	Calor conduzido	[W]
$Q_{\text{conv + rad}}$	Calor transferido da pele para o ambiente por radiação e convecção	[W]
$Q_{\text{perspiração evap}}$	Calor de evaporação da água que difunde através dos poros da pele por perspiração insensível	[W]
$Q_{\text{evap}}^{\text{máximo}}$	Calor removido por evaporação do suor máximo	[W]
$Q_{\text{evap}}^{\text{sudação}}$	Calor removido pela pele por evaporação do suor	[W]



$Q_{\text{met}}$	Calor metabólico	[W]
$Q_{\text{prod}}$	Calor produzido	[W]
$Q_{\text{resp}}$	Calor removido por respiração	[W]
$Q_s$	Calor transferido entre o sangue de cada nó e o do nó central	[W]
$Q_{\text{trab}}$	Calor gerado pelo trabalho externo	[W]
$Q_{\text{trem}}$	Calor gerado pelos tremores de frio	[W]
$Q_{\text{Total}} \big _{\text{global}}$	Calor total transferido através da fase gasosa e sólida	[W]
$Q_{\sigma}$	Calor transferido através da fase sólida	[W]
$Q_{\gamma}$	Calor transferido através da fase gasosa	[W]
$R_{\text{ct}}$	Resistência térmica do vestuário	[m <sup>2</sup> ·°C·W <sup>-1</sup> ]
$R_D$	Resistência aparente ao escoamento de Darcy	[m <sup>-1</sup> ]
$Regain_{\text{eq}}$	<i>Regain</i> de equilíbrio	[kg <sub>H2O</sub> ·kg <sub>fibra</sub> <sup>-1</sup> ]
$Regain_t$	<i>Regain</i> instantâneo	[kg <sub>H2O</sub> ·kg <sub>fibra</sub> <sup>-1</sup> ]
$R_{\text{universal}}$	Constante universal dos gases perfeitos (8,314)	[J·K <sup>-1</sup> ·mol <sup>-1</sup> ]
$Ret_{\text{têxtil}}$	Resistência evaporativa do têxtil	[s·m <sup>-1</sup> ]
$Ret_{\text{total}}$	Resistência evaporativa total	[s·m <sup>-1</sup> ]
$Reh$	Resistência evaporativa convectiva	[s·m <sup>-1</sup> ]
$Ret_{\text{têxtil}}^{\text{ISO}}$	Resistência evaporativa do têxtil obtida segundo uma norma	[m <sup>2</sup> ·Pa·W <sup>-1</sup> ]
$Ret_{\text{total}}^{\text{ISO}}$	Resistência evaporativa total obtida segundo uma norma	[m <sup>2</sup> ·Pa·W <sup>-1</sup> ]
$Reh^{\text{ISO}}$	Resistência evaporativa convectiva obtida segundo uma norma	[m <sup>2</sup> ·Pa·W <sup>-1</sup> ]
$Sinal_{\text{calor}}$	Sinal de calor	[°C]
$Sinal_{\text{calor}}^{\text{integrado}}$	Sinal integrado de calor	[°C]
$Sinal_{\text{frio}}$	Sinal de frio	[°C]
$Sinal_{\text{frio}}^{\text{integrado}}$	Sinal integrado de frio	[°C]
$Sinal_{\text{vasoconstrição}}$	Sinal de vasoconstrição	[-]
$Sinal_{\text{vasodilatação}}$	Sinal de vasodilatação	[L·h <sup>-1</sup> ]
$T$	Temperatura	[°C]
$T_{\text{amb}}$	Temperatura ambiente	[K]
$T_{\text{global}}$	Temperatura média da fase gasosa e sólida	[K]
$T_L$	Temperatura do líquido	[K]
$T_{\text{ref}}$	Temperatura de referência	[°C]
$T_v$	Temperatura do vapor	[K]
$V_L^{\text{cri}}$	Volume crítico de água líquida	[m <sup>3</sup> ]
$V_L$	Volume de água líquida	[m <sup>3</sup> ]
$\alpha$	Difusividade térmica	[m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup> ]
$\gamma_{\text{ls}}$	Constante de proporcionalidade	[kg·m <sup>-3</sup> ]
$\delta$	Meia distância entre os cilindros	[m <sup>2</sup> ]
$\epsilon_L$	Fração volúmica de água líquida presente nos poros do têxtil	[-]
$\epsilon_L^{\text{cri}}$	Fração volúmica crítica de água líquida	[-]
$\epsilon_{\text{ds}}$	Fração volúmica de fibra	[-]
$\epsilon_{\text{bw}}$	Fração volúmica de água retida na fibra	[-]
$\epsilon_{\gamma}$	Fração volúmica de vapor de água + inerte	[-]
$\theta$	Razão entre a área de escoamento e a área total do meio	[-]

$\mu$	Viscosidade dinâmica	[kg·m <sup>-1</sup> ·s <sup>-1</sup> ]
$\rho_{\text{amb}}$	Massa volúmica de vapor de água no meio ambiente	[kg·m <sup>-3</sup> ]
$\rho_{\text{a}}$	Massa volúmica de ar	[kg·m <sup>-3</sup> ]
$\rho_{\text{ds}}$	Massa volúmica de fibra	[kg·m <sup>-3</sup> ]
$\rho_{\text{ef}}$	Massa volúmica efetiva de têxtil	[kg·m <sup>-3</sup> ]
$\rho_{\text{L}} \text{ ou } \rho_{\text{w}}$	Massa volúmica de água	[kg·m <sup>-3</sup> ]
$\rho_{\text{v}}$	Massa volúmica de vapor de água	[kg·m <sup>-3</sup> ]
$\rho_{\text{v,sat}}$	Massa volúmica de vapor de água junto da superfície onde ocorre a condensação	[kg·m <sup>-3</sup> ]
$\rho_{\text{g}}$	Massa volúmica do gás	[kg·m <sup>-3</sup> ]
$\varphi$	Humidade relativa	[-]
$\sigma$	Constante de Stefan-Boltzmann (5,67×10 <sup>-8</sup> )	[J·K <sup>-1</sup> ]
$\tau$	Tortuosidade	[-]
$\Delta h_{\text{vap}}$	Calor latente de vaporização	[J·kg <sup>-1</sup> ]

## 1. INTRODUÇÃO

No mundo em que vivemos procura-se desenvolver, a um ritmo cada vez mais acelerado, produtos e soluções com desempenho otimizado. O constante aumento dos requisitos de qualidade/desempenho estimula todo o processo de inovação e exige um esforço permanente para responder à demanda do mercado. Atente-se, por exemplo, no caso do sector têxtil/vestuário. Outrora, uma peça de vestuário simples criada a partir de fibras de lã era suficiente para proteger o utilizador. Hoje em dia, porém, ambiciona-se encontrar novas soluções que reforcem a valorização tecnológica do produto e que ajudem, de uma forma natural, a melhorar o desempenho do utilizador. Fatores como o *design*, a ergonomia ou funcionalidades específicas (p. ex.: aquecimento/arrefecimento, gestão ativa de temperatura, etc.) são cada vez mais importantes para a perceção da qualidade/desempenho da peça final. De entre estes fatores, os relacionados com a forma/estética dos produtos podem ter implicações contraproducentes relativamente aos aspetos funcionais (isolamento, proteção), aspetos estes que podem, eventualmente, originar conflitos entre a funcionalidade de isolamento/proteção da roupa e o equilíbrio térmico do corpo humano. Tais conflitos podem conduzir a desconforto e/ou mesmo, em casos extremos, colocar em risco a saúde do utilizador [1, 2]. De modo a valorizar os produtos, pode introduzir-se funcionalidades inovadoras como o aquecimento/arrefecimento, geração de energia, sensorização, etc. – originando *produtos inteligentes* (*smart materials*) [3]. O funcionamento desta tipologia de produtos depende do nível de atividade do seu utilizador, o qual, por sua vez, também é influenciado pela resposta do produto. Por essa razão, de modo a compreender estas relações e eventuais conflitos, é necessário estudar a articulação entre a termorregulação do corpo e a transferência de calor e massa desde a pele até ao meio ambiente. Este tipo de abordagem integrada permitirá acelerar os ciclos de desenvolvimento e prototipagem do produto, o que favorecerá respostas mais eficazes e eficientes aos vários desafios decorrentes da crescente exigência por parte do consumidor.

## 1.1 ENQUADRAMENTO DO PROJETO NOS INTERESSES DA EMPRESA

Os conhecimentos resultantes deste projeto de doutoramento visam potenciar os esforços da empresa Nanolayer Coating Technologies, Lda, para desenvolver produtos com funcionalidades inovadoras e desempenhos térmico otimizados. Tal permitirá melhorar substancialmente os serviços prestados junto dos seus clientes (serviços de consultadoria e comercialização de tecnologia).

A empresa Nanolayer Coating Technologies, Lda desejava desenvolver competências em torno da simulação numérica de fenómenos de transporte, com o objetivo de valorizar a sua oferta tecnológica na tipologia de produto *vestuário/calçado inteligente*. Para tal, durante este projeto, desenvolveram-se abordagens numéricas que permitem estudar o transporte de calor e massa através de produtos variados, pertencentes à tipologia supracitada. Os modelos e ferramentas de simulação desenvolvidos permitem estudar sistematicamente o efeito de parâmetros diversos (propriedades dos materiais, posições relativas dos elementos, potências de funcionamento, etc.) sobre o desempenho de produtos específicos. Permitem ainda, a identificação dos mecanismos de transporte dominantes, em função das condições de utilização dos produtos.

A informação gerada por estas ferramentas serve igualmente para identificar fragilidades/potencialidades e indicar caminhos de desenvolvimento. A ideia é prever, através da simulação, os parâmetros geométricos e físicos que otimizam o desempenho para, posteriormente, conceber/construir produtos com base nos parâmetros identificados. Neste sentido, os modelos e ferramentas desenvolvidos permitem pré-especificar e pré-dimensionar produtos antes da construção de protótipos, o que contribui para acelerar os ciclos de desenvolvimento experimental (construção-teste-alteração-teste...). Refira-se ainda que, apesar do âmbito deste projeto ser predominantemente numérico, o mesmo inclui também o desenvolvimento de alguns métodos e procedimentos experimentais, que complementam os estudos numéricos.

O projeto foi desenvolvido no âmbito de uma colaboração entre a Empresa Nanolayer Coating Technologies, Lda, o CeNTI (Centro de Nanotecnologia e Materiais Técnicos, Funcionais e Inteligentes) e o CEFT (Centro de Estudos de Fenómenos de Transporte, DEQ/FEUP). O projeto beneficiou da experiência numérica e experimental do grupo do CEFT em torno da Mecânica dos Fluidos, Transferência de Calor e Massa bem como das competências dos investigadores do CeNTI em torno da Engenharia dos Materiais, Química, Física e Eletrónica.

## 1.2 OBJETIVOS DO DOUTORAMENTO

No âmbito da atual dissertação, tirou-se partido de ferramentas numéricas para estudar e identificar estratégias que permitem aumentar o desempenho de produtos da tipologia *vestuário inteligente*, área de interesse da empresa Nanolayer Coating Technologies, Lda. A abordagem numérica visou estudar o efeito das características estruturais (espessura, porosidade, tortuosidade, etc.) e físicas (condutividade, higroscopicidade, geração ativa de calor, etc.) de materiais diversos, sobre a transferência de calor e de massa através dos produtos referidos. Ao identificar-se os mecanismos mais relevantes, as características geométricas mais promissoras e as propriedades físicas que potenciam o desempenho dos produtos, reúnem-se instrumentos para reconhecer e antever problemas, retificar os que existam e encontrar potenciais soluções. Tal permite acelerar o processo de desenvolvimento, mesmo antes de construir protótipos.

Com este estudo pretende-se encontrar respostas para três questões:

- Ao avaliar o desempenho de um produto têxtil, quais são os fenómenos mais relevantes? Qual a importância relativa de cada um destes sobre o transporte de calor e de massa?
- Dado um determinado produto têxtil, quais são as características e propriedades que limitam o seu desempenho?
- Quão importante é considerar a termorregulação do utilizador-alvo no desenvolvimento e otimização de um produto têxtil?

Ao identificar e estudar os vários mecanismos de transporte que ocorrem nos materiais têxteis (questão 1) torna-se possível reunir informação para melhorar os produtos considerados. Esta informação é relevante para encontrar fatores-chave que influenciam o desempenho dos produtos têxteis (questão 2) e delinear estratégias para se obter as características e propriedades ótimas dos mesmos. De forma a permitir o estudo de um grande leque de produtos (roupa de cama, vestuário de proteção ao frio, vestuário de desporto, etc.) procurou-se que, as abordagens a desenvolver fossem adaptáveis, isto é, que permitissem a análise de diferentes tipos de materiais e cenários de utilização dos produtos (condições ambientais, carácter estático ou dinâmico do cenário, níveis de sudção do utilizador, etc.). Nesse sentido, procurou-se incorporar nas análises a realizar,

o efeito da termorregulação do utilizador-alvo sobre o desempenho dos produtos (questão 3), para aferir em que medida a alteração das propriedades dos materiais (função do teor de água/suor neles retido) deve ser tida em consideração. Com este objetivo, investigou-se a importância do efeito da termorregulação do organismo, durante a avaliação do desempenho dos produtos selecionados.

De um modo geral, pretendeu-se desenvolver uma ferramenta para determinar de uma forma expedita, as características ótimas de um produto têxtil, em função das condições de teste e da fisiologia do utilizador-alvo.

### **1.3 ORGANIZAÇÃO DO DOCUMENTO**

A atual tese encontra-se dividida em 9 capítulos.

A presente secção fecha o primeiro capítulo da tese.

No capítulo 2 analisam-se os vários estudos numéricos que têm sido desenvolvidos sobre o transporte de calor e massa em têxteis e peças de vestuário.

No capítulo 3 desenvolveu-se um modelo matemático simplificado que permite modelizar a transferência de calor e massa através de têxteis. Ao desenvolver o modelo, identificaram-se várias características dos materiais têxteis que requerem determinação experimental. Por essa razão, no capítulo 4 desenvolveram-se procedimentos e identificaram-se técnicas e métodos para determinar os parâmetros necessários em análises numéricas da transferência de calor e massa em têxteis.

No capítulo 5, desenvolveu-se um modelo elaborado que contempla a presença de água líquida nos poros do têxtil e o escoamento de gás através destes poros. Este modelo foi utilizado no capítulo 6 para estudar o desempenho de peças de vestuário em função de pré-requisitos diversos.

No capítulo 7, avaliou-se o desempenho do vestuário quando se faz a ponte entre a termorregulação do organismo e os mecanismos de transporte de calor e massa através de têxteis em contacto com o corpo.

No capítulo 8, apresenta-se a otimização de dois produtos com sistema de aquecimento/arrefecimento integrados.

No último capítulo, apresentam-se as principais conclusões e sugestões de trabalho futuro.

Ao longo dos vários capítulos avaliam-se diversas suposições acerca do transporte de energia e massa em têxteis, verificando-se uma crescente complexidade dos modelos considerados. Naturalmente, algumas das equações e balanços que descrevem os fenómenos de transferência são comuns nas várias análises realizadas. Por essa razão e para facilitar a apresentação e compreensão dos conteúdos discutidos em cada capítulo, optou-se por incluir, em cada capítulo, a informação necessária para permitir a sua leitura independente (dos restantes capítulos), apesar de tal implicar a repetição de alguma informação (p. ex. equações, balanços e definições).

## **1.4 REFERÊNCIAS**

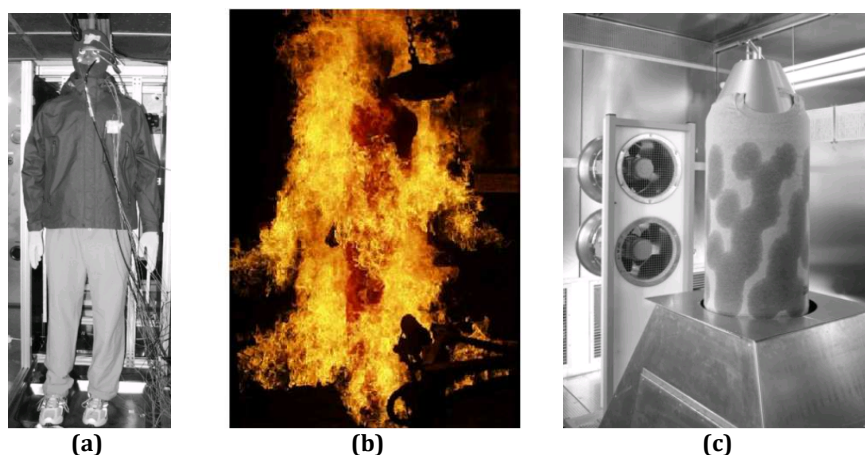
- [1] C. P. Bogerd, "Physiological and cognitive effects of wearing a full-face motorcycle helmet," Vrije Universiteit, Netherlands (Tese de doutoramento), 2009, p. 136.
- [2] K. Prasad, W. Twilley, J. R. Lawson, "NISTIR 6881 - Thermal Performance of Fire Fighters' Protective Clothing. 1- Numerical Study of Transient Heat and Water Vapor Transfer," National Institute of Standards and Technology (Relatório técnico), pp. 1-32, 2002.
- [3] "European technology platform for the future of textiles and clothing," 2010. [Online]. Disponível em: <http://www.ncpwallonie.be/fp7/plateformes-technologiques/les-35-plateformes-technologiques/ftc-european-technology-platform-for-the-future-of-textiles-and-clothing>.





## 2. SIMULAÇÃO DO TRANSPORTE DE CALOR E MASSA ATRAVÉS DE PRODUTOS TÊXTEIS – ESTADO DA ARTE

No âmbito da atual dissertação, pretendeu-se desenvolver um simulador do transporte de massa e calor para investigar o desempenho de diversos produtos, da tipologia *vestuário inteligente*. Os requisitos destes produtos são cada vez mais exigentes e por vezes antagónicos, o que torna os ciclos de desenvolvimento mais complexos e leva à procura de estratégias que permitam avaliar e otimizar, de um modo expedito, o desempenho de produtos. Para o conseguir, a avaliação de produtos têxteis tem evoluído no sentido de aproximar as simulações de uso a situações cada vez mais próximas da realidade (p. ex. manequins térmicos com forma humana [1–3] e capazes de simular a termorregulação do corpo humano [4, 5]; Figura 2.1).

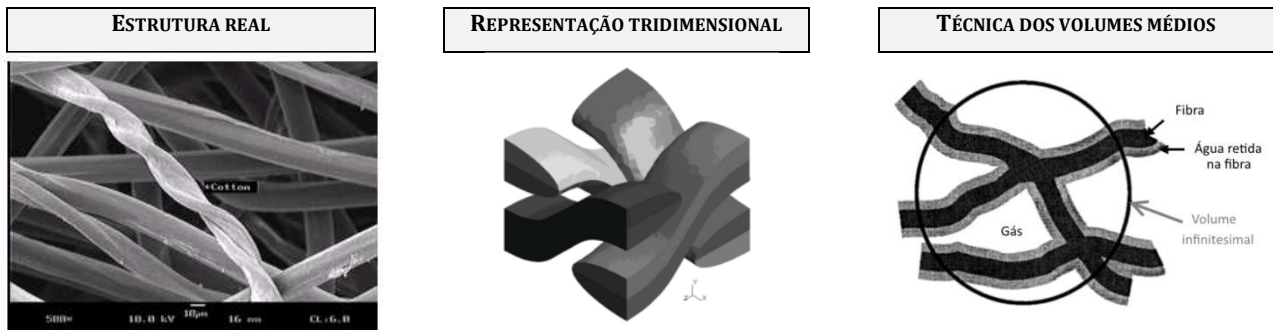


**Figura 2.1 – Exemplo de testes com manequins térmicos; a) avaliação do desempenho de um casaco com aquecimento [6], b) avaliação do nível de queimadura durante exposição a chama [7] e c) avaliação do desempenho do vestuário durante simulação da termorregulação do corpo [4, 8]**

Tais procedimentos requerem equipamentos dispendiosos e um número elevado de testes e protótipos o que encarece e altera os ciclos de desenvolvimento. O recurso a abordagens numéricas tem um potencial interessante para acelerar os ciclos de desenvolvimento. Neste capítulo, apresentam-se os estudos numéricos que têm sido desenvolvidos sobre o transporte de calor e massa em materiais têxteis e os esforços realizados para aproximar as análises numéricas a situações de uso reais.

## 2.1 ABORDAGENS NUMÉRICAS

Os produtos de vestuário consistem, usualmente, em diferentes camadas de têxteis, constituídas por fibras e fios, cuja orientação e número tornam a sua arquitetura bastante complexa (Figura 2.2), dificultando a reprodução da estrutura em abordagens numéricas.

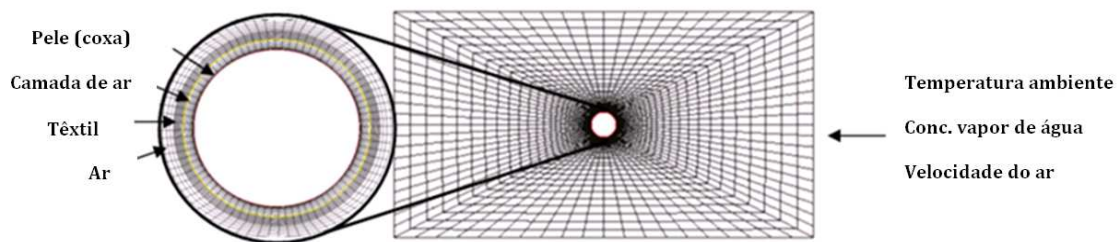


**Figura 2.2 - Estrutura de um têxtil real (imagem adquirida por SEM - microscópio electrónico de varrimento; [9]), representação tridimensional [10] e técnica dos volumes médios [11]**

Alguns autores optam por representar a estrutura tridimensional do têxtil (Figura 2.2) como é o caso de Frydrych e Ralek [10], que simulam o processo de vestir, impondo uma alteração instantânea na temperatura e humidade, numa das fronteiras do domínio. Os autores analisam o aumento de temperatura no têxtil devido à sorção de água nas fibras [10]. Porém, previsões semelhantes são obtidas em estudos numéricos realizados a uma dimensão [11–13], sem haver a necessidade de caracterizar a estrutura tridimensional de cada têxtil em particular. A técnica utilizada é mais abrangente e facilmente adaptável a diferentes têxteis, consistindo numa técnica de volumes médios, que considera o têxtil constituído por diferentes fases, como por exemplo a fibra, a água retida na fibra e o gás nos poros do têxtil (Figura 2.2). Le *et al.* [12] e Gibson e Charmchi [11] utilizaram essa técnica para modelizar o transporte de calor e massa em têxteis e estudar a evolução de frentes de concentração e temperatura, à medida que o vapor de água é transportado através do material higroscópico.

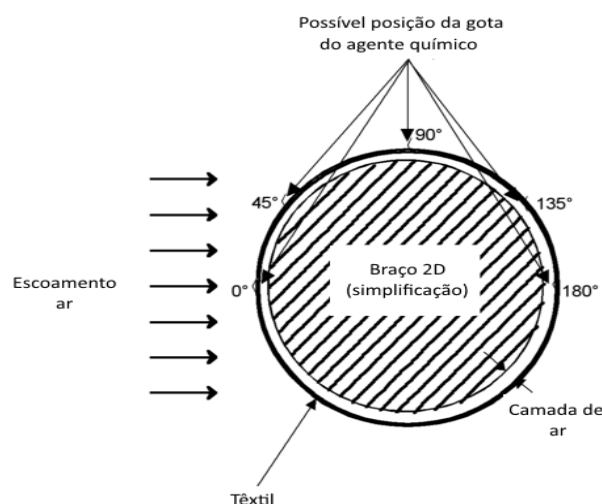
Na literatura são reportados vários estudos numéricos sobre o transporte de calor e massa através de estruturas têxteis [11–20]. Gibson e Charmchi [11] avaliam o desempenho térmico de vários têxteis constituídos por fibras, com diferente capacidade

para sorver água. Para representar a sorção de água na fibra, Gibson e Charmchi [11] basearam-se na abordagem apresentada por Le *et al.* [12] considerando que, a quantidade de água sorvida na fibra fica instantaneamente em equilíbrio com o teor de água nos poros do têxtil. Esta abordagem foi validada com resultados experimentais [12, 20] e permitiu prever os perfis de temperatura no centro dos têxteis. Posteriormente, Gibson e Charmchi [21] consideram ainda o efeito da convecção nos poros, embora sem resolver o escoamento no seu interior (consideram a lei de Darcy [22]). Neste estudo, verificou-se que os maiores desvios entre os resultados numéricos e os experimentais ocorrem para os têxteis mais hidrofílicos, possivelmente porque os autores não consideram a histerese da curva de sorção nem o inchamento/desinchamento das fibras [23, 24]. O facto de não o terem considerado e tal ser relevante implica que a resistência ao escoamento utilizada foi subestimada, quando as fibras mais hidrofílicas aumentam de volume. Mais tarde, Gibson [25] utilizou este modelo para avaliar o efeito da permeabilidade dos têxteis ao ar, sobre o desempenho térmico do vestuário que cobre uma coxa (Figura 2.3).



**Figura 2.3 – Domínio de simulação constituído por ar, têxtil e camada de ar entre a coxa e o têxtil [25]; grelha utilizada**

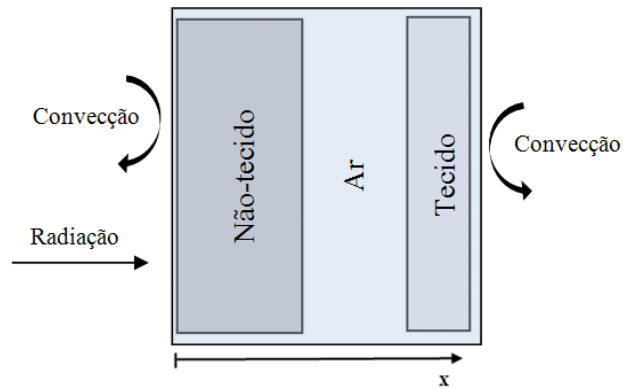
As condições fronteira na pele (círculo interno da Figura 2.3) foram definidas como temperatura e concentração de vapor de água constantes, enquanto o têxtil foi descrito como um material poroso, exposto a uma corrente de ar, com temperatura, velocidade e concentração de vapor de água constantes (definidas na entrada do domínio, Figura 2.3). Outros autores impõem valores constantes de taxas de sudção e taxa metabólica. Barry e Hill [26] seguem essa abordagem para estudar o escoamento em torno de um braço, revestido por uma camada de têxtil e exposto a um agente químico. Os autores avaliaram as concentrações do agente químico no têxtil, quando uma gota desse agente se encontra em distintas posições na superfície exterior do vestuário (Figura 2.4).



**Figura 2.4 – Avaliação de diferentes posições da gota de um agente químico colocado no exterior do têxtil e exposto a uma corrente de ar [26]**

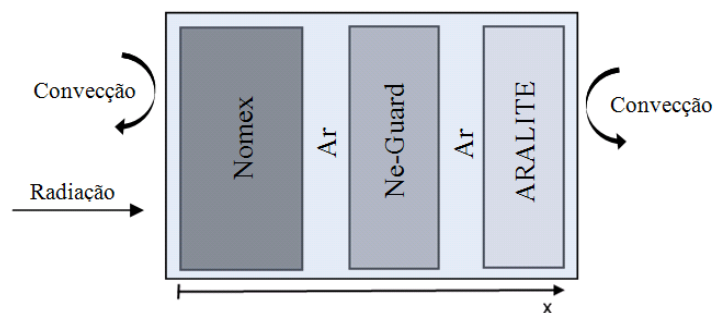
Barker *et al.* [15] basearam-se no trabalho de Gibson [11, 20] e Le *et al.* [12] para avaliar o papel do transporte de vapor de água através de uma farda de bombeiro exposta a uma carga térmica elevada. Na fronteira da pele, os autores incluíram um modelo de termorregulação, que determina a temperatura média na pele, considerando as trocas de calor com o sangue nas várias camadas de pele (i. e. epiderme, derme e hipoderme [27]), bem como a acumulação e condução de energia entre as mesmas. Contudo, tendo em consideração as condições extremas a que um bombeiro é exposto, o modelo de termorregulação deveria ainda considerar a sudação do corpo. Como reportado no trabalho de Barker *et al.* [15], a distribuição de água pelas várias camadas da farda influencia as previsões de temperatura ao longo do tempo, pelo que, um desajuste na estimativa da taxa de sudação deverá ter um efeito significativo sobre o desempenho térmico da farda.

Prasad *et al.* [28] analisaram também o desempenho térmico de fardas de bombeiros, neste caso, constituídas por várias camadas de têxteis separadas por camadas de ar. O estudo teve como objetivo analisar o desempenho das fardas enquanto protegem a pele relativamente a cargas térmicas elevadas. A Figura 2.5 representa o conjunto de têxteis analisado (denominado de ARALITE), quando sujeito a radiação e a correntes de ar.



**Figura 2.5 – Três camadas que constituem o material em estudo (ARALITE) com identificação dos mecanismos de transferência de calor e massa considerados nas fronteiras (esquema não está à escala)**

Nos resultados reportados, verifica-se que a temperatura das camadas de têxtil e o fluxo de calor na pele, são influenciados significativamente pela quantidade e pela distribuição de água no conjunto. Quando o conjunto contém água, a temperatura aumenta mais tarde e atinge um patamar porque, inicialmente, a energia acumulada é utilizada para evaporar a água contida no material têxtil. Quando não existe mais água para evaporar, a temperatura da amostra volta a aumentar até se atingir um novo patamar. Outro caso em estudo foi uma farda de bombeiro constituída por três camadas de têxteis, com camadas de ar entre si (Figura 2.6).

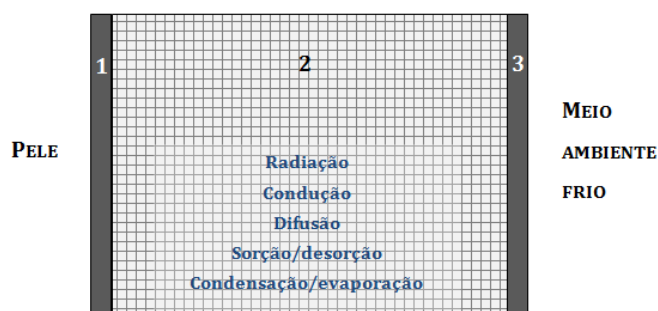


**Figura 2.6 - Cinco camadas que constituem a farda de bombeiro, com identificação dos mecanismos de transferência de calor e massa considerados nas fronteiras (esquema não está à escala)**

Neste caso, a camada de ARALITE é considerada como um único material têxtil que contém água no início da simulação. Os resultados obtidos indicam que, à medida que as camadas adjacentes à ARALITE começam a secar, o vapor de água contido nesta, começa a difundir para essas zonas (i. e. na direção da camada de Ne-Guard e Nomex; Figura 2.6). No

final da simulação, a temperatura obtida junto da pele é inferior à obtida quando a farda se encontra inicialmente seca.

Em cenários frios, Fan et al. [29] analisaram o desempenho de um meio poroso de fibras, envolvido por têxteis de revestimento, em que uma das fronteiras encontra-se em contacto com a pele e a outra exposta às condições ambiente (Figura 2.7).

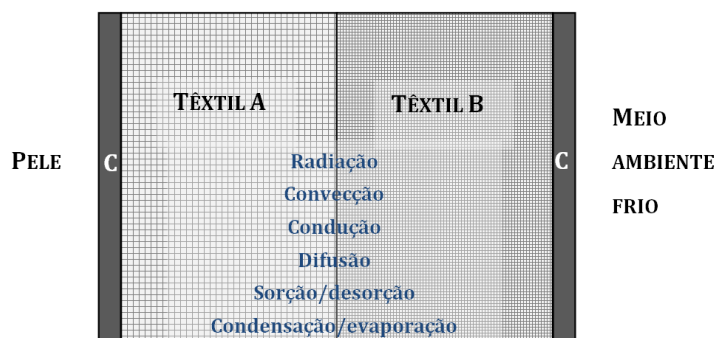


**Figura 2.7 – Disposição dos têxteis e identificação dos mecanismos considerados; 1 e 3 - têxteis de revestimento e 2 - meio poroso de fibras (esquema não está à escala)**

Nos resultados reportados, verifica-se que menos água condensa no meio poroso (2, Figura 2.7) quando se aumenta a resistência à passagem de vapor de água no têxtil junto à pele (1, Figura 2.7) e se diminui a resistência do revestimento exposto às condições climáticas (3, Figura 2.7). Mais tarde, os mesmos autores [17–19, 30] incluíram o efeito do movimento do condensado e da sua evaporação. Neste estudo, os autores compararam os resultados obtidos com este modelo com os obtidos com o seu modelo anterior [29], em particular durante a simulação considerando diferentes quantidades iniciais de água. Os resultados indicaram que o movimento do condensado e sua evaporação são bastante relevantes para o cálculo das perdas de calor do têxtil para o meio ambiente quando, inicialmente, o meio poroso contém água. Em suma, três parâmetros foram identificados como fatores-chave na transferência de calor, nomeadamente, a quantidade inicial de água, a temperatura ambiente e a espessura do meio poroso. Por outro lado, parâmetros como a porosidade do meio, a condutividade das fibras e a resistência à passagem de vapor dos têxteis de revestimento, mostraram ter um efeito menos acentuado. Posteriormente, alguns dos autores [18] revisitaram os modelos desenvolvidos para incorporar o movimento do vapor de água através do meio poroso, através da lei de Darcy. De uma forma geral, os resultados obtidos com este novo modelo são consistentes com dados experimentais. Os autores referem que as diferenças mais significativas poderão estar relacionadas com o facto de terem assumido como constantes parâmetros como o

coeficiente de difusão do vapor de água através da fibra e o coeficiente de condensação ou evaporação, parâmetros esses que apresentam uma complexa interação quer entre eles, quer com a temperatura e a humidade.

No estudo de Wu e Fan [13], analisou-se o efeito da disposição das camadas de têxteis sobre o desempenho térmico global do conjunto (Figura 2.8).



**Figura 2.8 - Disposição dos têxteis e identificação dos mecanismos considerados; C - têxteis de revestimento , Têxtil A - não-tecido de lã, Têxtil B - não-tecido de poliéster (esquema não está à escala)**

Na Figura 2.8, as camadas C correspondem ao mesmo tipo de têxtil de revestimento e, ao longo do estudo, a sua posição manteve-se inalterada. Por sua vez, os têxteis A e B foram avaliados em diferentes posições relativamente à pele (configuração C,A,B,C e C,B,A,C). Foram testados dois tipos de não-tecidos, um não-tecido de lã (têxtil A, Figura 2.8) e um não-tecido de poliéster (têxtil B, Figura 2.8). Ao comparar os resultados obtidos para diferentes disposições dos têxteis, observou-se que, quando a lã se encontra perto da pele, as temperaturas obtidas dentro do conjunto são mais elevadas. No cenário em análise, a humidade na pele é maior que a humidade inicial do conjunto, pelo que ocorre sorção de água na fibra. O facto da lã apresentar uma maior capacidade para reter água do que o poliéster faz com que a lã sorva mais água e mais calor seja libertado.

Nos estudos referidos anteriormente, os autores avaliam os resultados junto à pele [13, 16, 18] ou junto ao microclima entre a pele e o vestuário [25, 26, 31], uma vez que esta zona influencia diretamente a perceção de conforto do utilizador. Nestes estudos, as condições fronteira definidas junto à pele são fixas (p. ex. temperatura e humidade relativa constantes [13, 16, 18] ou taxas de sudção e metabólica constantes [26]). No entanto, os mecanismos de termorregulação do corpo humano podem implicar alteração ao longo do tempo da temperatura e taxa de sudção junto à pele e, por essa via, alterar as

propriedades do vestuário (p. ex. devido à alteração do seu teor de água). Nesse cenário, poderá ser relevante desenvolver estratégias que permitam ter em consideração o efeito da termorregulação sobre o desempenho dos produtos têxteis.

## **2.2 EFEITO DOS MECANISMOS DE TERMORREGULAÇÃO SOBRE O DESEMPENHO DE PRODUTOS TÊXTEIS**

Existem poucos trabalhos na literatura que integrem os modelos de transferência de calor e massa no têxtil com modelos de termorregulação. Por um lado, as abordagens que analisam vários fenômenos de transporte através do vestuário, utilizam modelos de termorregulação simples, que consideram uma temperatura média na pele, sem contemplar mecanismos como a sudção ou a respiração [15, 32]. Por outro lado, abordagens que utilizam modelos de termorregulação complexos, consideram que as propriedades do vestuário (p. ex. resistências térmica e evaporativa) são constantes durante o período de utilização [33–36]. Em todos estes trabalhos, a interdependência entre produto e utilizador carece da integração de alguns fenômenos, seja a acumulação de água no vestuário devido às elevadas taxas de sudção do utilizador, ou a sensação de frio devido à sorção de água nas fibras do têxtil que faz diminuir a temperatura local. Por essa razão, será interessante avaliar a importância do efeito da termorregulação do corpo, durante a avaliação do desempenho de produtos.



## **2.3      CONTRIBUTOS DO PRESENTE TRABALHO**

Vários estudos numéricos têm sido desenvolvidos para avaliar o desempenho de diversas peças de vestuário. Com base nesses modelos, desenvolveu-se uma ferramenta que permite avaliar diferentes cenários de utilização, desde um indivíduo em repouso a um atleta a realizar uma atividade física intensa. Para diferentes situações de uso, estudou-se a influência de várias propriedades e características do vestuário, sobre as taxas de transporte através da peça. Deste modo, reuniu-se informação que poderá ser utilizada para acelerar o processo de desenvolvimento de produtos têxteis. Neste trabalho identificaram-se ainda vários parâmetros dos materiais têxteis que careciam de procedimentos experimentais de caracterização, tendo procedido ao desenvolvimento de métodos e identificação de técnicas que permitem determinar tais parâmetros.

De um modo geral, os modelos numéricos reportados na literatura apresentam distintos níveis de complexidade, sendo usual analisarem o desempenho do vestuário, com base em previsões numéricas obtidas na pele [13, 16, 18] ou no microclima entre a pele e o vestuário [25, 26, 31], uma vez que esta zona influencia diretamente a percepção de conforto do utilizador. Alguns esforços têm sido realizados para aproximar as análises numéricas a situações de uso reais, através da integração de modelos de termorregulação com modelos de transporte de calor e massa no vestuário. Contudo, ainda existem alguns fenómenos que necessitam ser incluídos nestas abordagens, de modo a tornar mais precisa a interdependência entre produto e utilizador. Nesse sentido, nesta tese de doutoramento desenvolveu-se uma ferramenta que permite estudar o efeito da termorregulação do utilizador-alvo sobre o desempenho dos produtos, assim como a influência das propriedades do vestuário (função do teor de água/suor retido) sobre a resposta do organismo.

## 2.4 REFERÊNCIAS

- [1] J. Fan, Y. S. Chen, "Measurement of clothing thermal insulation and moisture vapour resistance using a novel perspiring fabric thermal manikin," *Measurement Science and Technology*, vol. 13, no. 7, 2002, pp. 1115–1123.
- [2] F.-M. Wang, K. Kuklane, C.-S. Gao, I. Holmer, G. Havenith, "Development and Validation of an Empirical Equation to Predict Wet Fabric Skin Surface Temperature of Thermal Manikins," *Journal of Fiber Bioengineering and Informatics*, vol. 3, no. 1, 2010, pp. 9–15.
- [3] P. A. Bruhwiler, "Heated, perspiring manikin headform for the measurement of headgear ventilation characteristics," *Measurement Science and Technology*, vol. 14, no. 2, 2003, pp. 217–227.
- [4] A. Psikuta, "Development of an 'artificial human' for clothing research," De Montfort University Leicester, 2009, pp. 40, 131.
- [5] E. Foda, K. Sirén, "Design strategy for maximizing the energy-efficiency of a localized floor-heating system using a thermal manikin with human thermoregulatory control," *Energy and Buildings*, vol. 51, 2012, pp. 111–121.
- [6] F. Wang, H. Lee, "Evaluation of an electrically heated vest (EHV) using a thermal manikin in cold environments.," *The Annals of occupational hygiene*, vol. 54, no. 1, 2010, pp. 117–24.
- [7] G. Song, "Modeling thermal protection outfits for fire exposures," North Carolina State University, 2002.
- [8] C. Keiser, "Moisture management in firefighter protective clothing," Swiss Federal Institute of Technology, 2007, p. 18,38,42,47.
- [9] I. Quashou, "An investigation of the radiative heat transfer through fibrous thin sheets," North Carolina State University, 2009, p. 8.
- [10] D. Frydrych, P. Ralek, "The solution of coupled heat and moisture diffusion with sorption for textiles," em *Algoritmy*, 2005, pp. 53–63.
- [11] P. Gibson, M. Charmchi, "The Use of Volume-Averaging Techniques to Predict Temperature Transients Due to Water Vapor Sorption in Hygroscopic Porous Polymer Materials," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 64, no. 3, 1997, pp. 493–505.
- [12] C. V Le, N. G. Ly, R. Postle, "Heat and mass transfer in the condensing flow of steam through an absorbing fibrous medium," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 38, no. 1, 1995, p. 81.
- [13] H. Wu, J. Fan, "Study of heat and moisture transfer within multi-layer clothing assemblies consisting of different types of battings," *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 47, no. 5, 2008, pp. 641–647.

- [14] Y. Li, Z. Qingyong, K. W. Yeung, "Influence of Thickness and Porosity on Coupled Heat and Liquid Moisture Transfer in Porous Textiles," *Textile Research Journal*, vol. 72, no. 5, 2002, pp. 435–446.
- [15] R. L. Barker, G. Song, H. Hamouda, D. B. Thompson, A. V. Kuznetsov, A. S. Deaton, P. Chitrphiomsri, *Modeling of Thermal Protection Outfits for Fire Exposures F01-NS50*, vol. 50, no. November. North Carolina State , 2004.
- [16] J. Fan, X. Cheng, Y.-S. Chen, "An experimental investigation of moisture absorption and condensation in fibrous insulations under low temperature," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 27, no. 6, 2003, pp. 723–729.
- [17] J. Fan, X. Cheng, "Heat and Moisture Transfer with Sorption and Phase Change Through Clothing Assemblies: Part II: Theoretical Modeling, Simulation, and Comparison with Experimental Results," *Textile Research Journal*, vol. 75, no. 3, 2005, pp. 187–196.
- [18] J. Fan, X. Cheng, X. Wen, W. Sun, "An improved model of heat and moisture transfer with phase change and mobile condensates in fibrous insulation and comparison with experimental results," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 47, no. 10–11, 2004, pp. 2343–2352.
- [19] C. Ye, H. Huang, J. Fan, W. Sun, "Numerical Study of Heat and Moisture Transfer in Textile Materials by a Finite Volume Method," *Commun. Comput. Phys.*, vol. 4, no. 4, 2008, pp. 929–948.
- [20] P. Gibson, *Multiphase Heat and Mass Transfer through hygroscopic porous media with applications to clothing materials*. Massachusetts , 1996, pp. 36, 106,141.
- [21] P. W. Gibson, M. Charmchi, "Modeling Convection/Diffusion Processes in Porous Textiles with Inclusion of Humidity-Dependent Air Permeability," *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, vol. 24, no. 5, 1997, pp. 709–724.
- [22] K. Vafai, *Handbook of porous media*, First edit. Marcel Dekker, Inc., 2000, pp. 71, 801.
- [23] A. K. Sen, "Waterproof breathable fabrics," em *Coated Textiles: Principles and Applications*, Second., vol. 26, no. 2, B. Raton, Ed. Taylor & Francis Group, LLC, 2008, pp. 123–145.
- [24] R. B. Keey, "Drying of Fibrous Materials," em *Handbook of Industrial Drying*, Taylor & Francis Group, LLC, 2006, pp. 755–781.
- [25] P. Gibson, "Modeling Heat and Mass Transfer from Fabric-Covered Cylinders," *Journal of Engineered Fibers and Fabrics*, vol. 4, no. 1, 2009, pp. 1–8.
- [26] J. J. Barry, R. W. Hill, "Computational modeling of protective clothing," *International Nonwovens Journal*, vol. 12, no. 3, 2003, pp. 25–34.
- [27] K. Parsons, *Human thermal environments*, Second edi. Taylor & Francis, 2003, pp. 39, 42, 69, 141, 159, 355.

- [28] K. Prasad, W. Twilley, J. R. Lawson, "NISTIR 6881 - Thermal Performance of Fire Fighters' Protective Clothing. 1- Numerical Study of Transient Heat and Water Vapor Transfer," National Institute of Standards and Technology (Relatório técnico), pp. 1–32, 2002.
- [29] J. Fan, Z. Luo, Y. Li, "Heat and moisture transfer with sorption and condensation in porous clothing assemblies and numerical simulation," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 43, 2000, pp. 2989–3000.
- [30] J. Fan, X. Wen, "Modeling heat and moisture transfer through fibrous insulation with phase change and mobile condensates," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 45, no. 19, 2002, pp. 4045–4055.
- [31] K. Min, Y. Son, C. Kim, Y. Lee, K. Hong, "Heat and moisture transfer from skin to environment through fabrics: A mathematical model," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 50, 2007, pp. 5292–5304.
- [32] J. Kocbach, L. Mohn, O. Brix, "A Simulation Approach to Optimizing Performance of Equipment for Thermostimulation of Muscle Tissue using COMSOL Multiphysics," *Biophysics & Bioeng. Letters*, vol. 4, no. 2, 2011, pp. 9–33.
- [33] P. C. Cropper, T. Yang, M. J. Cook, D. Fiala, "Coupling a model of human thermoregulation with computational fluid dynamics for predicting human-environment interaction," *Journal of Building Performance Simulation*, vol. 3, no. 3, 2009, pp. 233–243.
- [34] S. Tanabe, J. Nakano, K. Kobayashi, "Development of 65-node thermoregulation-model for evaluation of thermal environment (em japonês)," *Journal of Architectural Planning and Environmental Engineering (AIJ)*, vol. 541, 2001.
- [35] D. Fiala, K. J. Lomas, M. Stohrer, "A computer model of human thermoregulation for a wide range of environmental conditions: the passive system," *Journal of Applied Physiology*, vol. 87, 2012, pp. 1957–1972.
- [36] D. Z. Pavlinic, E. H. Wissler, I. B. Mekjavic, "Using a mathematical model of human temperature regulation to evaluate the impact of protective clothing on wearer thermal balance," *Textile Research Journal*, vol. 81, no. 20, 2011, pp. 2149–2159.

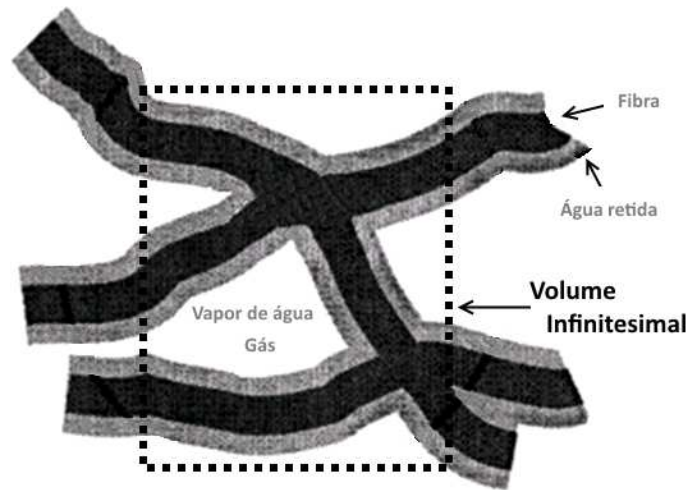
### **3. MODELO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA EM TÊXTEIS – SORÇÃO/DESORÇÃO DE ÁGUA PELA FIBRA [MODELO SD]**

O vestuário serve de proteção contra os diversos ambientes a que o organismo é exposto, adicionando junto da pele, uma resistência à passagem de calor e de vapor de água. A estrutura do material utilizado, como por exemplo a porosidade e a tortuosidade do têxtil, influencia a difusão do calor e do vapor de água desde a pele até ao meio ambiente, resultando em diferentes perfis de temperatura e concentração de água através do vestuário. Para além disso, as propriedades da fibra, como a condutividade térmica e a capacidade da fibra para reter água, influenciam o transporte de energia e de vapor de água através do vestuário. De modo a estudar como a estrutura do têxtil (p. ex. porosidade e tortuosidade) e as propriedades das fibras (p. ex. capacidade para sorver água) podem ser otimizadas para aumentar o desempenho do vestuário, desenvolveu-se um modelo matemático que traduz a transferência de calor e massa através de materiais têxteis. O comportamento transiente da temperatura e da concentração de água dentro do têxtil foi simulado, considerando fenómenos como a difusão do vapor de água desde a pele até ao meio ambiente, a condução de energia através do vestuário e a sorção de água pelas fibras.

#### **3.1 ESTRUTURA DE UM TÊXTIL**

Um têxtil tem uma arquitetura complexa. O número exato de fios, a sua orientação, bem como as características das fibras que os constituem, dificultam substancialmente a reprodução da estrutura do têxtil em análises numéricas. No entanto, se em vez de tentar representar exatamente a distribuição do tamanho dos poros, do entrelaçado dos fios e das respetivas fibras [1–3], for possível simplificar o problema, as abordagens numéricas podem tornar-se mais expeditas. Por exemplo, a abordagem apresentada por Gibson e Charmchi [4], não contempla a geometria do têxtil no domínio de simulação. Os autores optaram por introduzir propriedades efetivas, função das características estruturais do têxtil [4]. Vários autores definem os seus modelos matemáticos com base neste tipo de abordagem [5–10], obtendo uma boa concordância entre as previsões numéricas e os resultados experimentais [4, 10]. Por essa razão, optou-se por seguir uma abordagem semelhante, privilegiando a definição de propriedades efetivas. Neste caso, considerou-se

que a estrutura do têxtil consiste em fibras, água retida nas fibras e poros, onde existe uma mistura gasosa de vapor de água, ar e inertes (Figura 3.1; [4]).



**Figura 3.1 - Volume infinitesimal de um têxtil e identificação dos materiais que o constituem [4]**

Propriedades efetivas, como a condutividade térmica e a difusividade, são função das várias fases constitutivas de um têxtil. Nos próximos subcapítulos, analisam-se vários modelos que permitem traduzir estas propriedades efetivas na transferência de calor por condução e no transporte de vapor de água por difusão através do têxtil.

## 3.2 CONDUÇÃO DE CALOR ATRAVÉS DE UM TÊXTEL

O fluxo de calor conduzido ( $\dot{q}_{\text{cond}}$ ) através da espessura do têxtil ( $L$ ) depende da condutividade térmica do material ( $k_{\text{ef}}$ ), e, segundo a 1ª lei de Fourier, é dado pela expressão,

$$\dot{q}_{\text{cond}} = -k_{\text{ef}} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.1)$$

Na equação 3.1,  $x$  é a direção ao longo da espessura do têxtil e  $T$  a temperatura. Para simular a condução de calor através de um têxtil é portanto necessário definir as características do têxtil, nomeadamente  $L$  e  $k_{\text{ef}}$ .

A espessura de uma amostra têxtil pode ser determinada com um medidor de espessura, aplicando uma pressão constante sobre a amostra [11], enquanto a condutividade efetiva do têxtil pode ser determinada através de um método indireto. Para tal, basta determinar a resistência térmica do têxtil ( $R_{ct}$ ) em equilíbrio, obtida segundo a norma ISO 11092:1993(E) [12] e relacionar esta resistência com a condutividade térmica do têxtil ( $k_{ef}$ ), de acordo com a equação,

$$k_{ef} = \frac{L}{R_{ct}} \quad (3.2)$$

em que  $L$  é a espessura do têxtil. O valor obtido através a equação 3.2 corresponde à condutividade efetiva do têxtil obtida em condições de equilíbrio. Porém, como se pretende estudar o desempenho de têxteis em regime transiente, podem ocorrer variações do teor de água e da porosidade do têxtil, as quais promovem uma alteração da condutividade térmica efetiva do material. Por essa razão, é necessário definir esta condutividade efetiva em função dos diferentes materiais constituintes do material. Em alguns trabalhos teóricos são reportados modelos para estimar a condutividade efetiva de um têxtil ( $k_{ef}$ ), como é o caso do de Gibson e Charmchi [4],

$$k_{ef} = k_{\gamma} \cdot \left[ \frac{(1 + \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\sigma} + \varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\gamma}}{\varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\sigma} + (1 + \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\gamma}} \right] \quad (3.3)$$

A abordagem seguida pelos autores (equação 3.3; ver dedução da equação no anexo A.1) baseia-se no trabalho de Maxwell (modelo referido por Progelhof *et al.* [13]) e considera que o têxtil é constituído por duas fases: a sólida (índice  $\sigma$ ) – água retida na fibra + fibra, e a gasosa (índice  $\gamma$ ) - ar húmido presente nos poros do têxtil [4]. Na equação 3.3, o cálculo da condutividade efetiva tem por base as condutividades ( $k$ ) assim como as frações volúmicas ( $\varepsilon$ ) de ambas as fases – sólida e gasosa.

Outra hipótese passa por considerar que uma das fases do têxtil corresponde à água retida no têxtil (índice  $bw$ ) e, a outra fase, à fibra (índice  $ds$ ) + o ar húmido (índice  $\gamma$ ), tal como faz Prasad [5],

$$k_{ef} = k_{(ds+\gamma)} \cdot (\varepsilon_{ds} + \varepsilon_{\gamma}) + k_{bw} \cdot \varepsilon_{bw} \quad (3.4)$$

Ao analisar as equações 3.3 e 3.4 verifica-se que há uma diminuição na complexidade do modelo utilizado. Tal poderá ser justificado pelas diferentes hipóteses

consideradas. Por um lado, a equação 3.4 diz respeito ao caso limite em que a transferência de calor ocorre nas duas fases em paralelo. Por outro lado, a equação 3.3 avalia a condutividade do têxtil quando o transporte de calor ocorre algures entre a abordagem em paralelo e a em série, como será demonstrado no decorrer desta tese. Ambos os modelos apresentam resultados concordantes com valores experimentais, não sendo portanto possível concluir qual será o que melhor traduz a realidade física.

Li e Luo [14] utilizam uma estratégia diferente. Os autores ajustam os seus modelos a resultados experimentais, obtidos para cada têxtil em particular. A título de exemplo apresenta-se o ajuste proposto para uma amostra de lã:

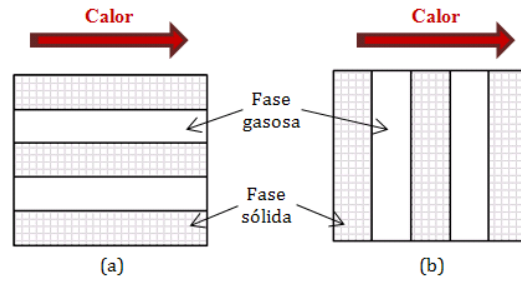
$$k_{ef} = 38,493 - 0,72 \cdot \text{Regain} + 0,113 \cdot \text{Regain}^2 - 0,002 \cdot \text{Regain}^3 \quad (3.5)$$

Neste caso, o modelo não tem em consideração as frações volúmicas e as condutividades de cada fase. Ao invés, contempla a razão entre a massa de água retida na fibra e a massa de fibra – variável designada por *Regain*. Tal abordagem implica que, para cada têxtil que se pretenda avaliar, é necessário ajustar um novo modelo. Ao compará-lo com modelos mais genéricos, como é o caso das equações 3.3 e 3.4, este tipo de abordagem é bastante limitado quanto à sua possibilidade de extensão a outros materiais. Porém, a sua especificidade inclui a influência da estrutura das fibras e do têxtil, fatores que não são considerados nas equações 3.3 e 3.4. De modo a considerar a orientação das fibras, Militký [15] utilizou um modelo genérico (equação 3.6; ver particularidade da equação no anexo A.2) que inclui, através de um parâmetro (*z*), a influência das condutividades e das frações volúmicas de cada fase que constitui o têxtil, bem como o efeito da orientação das fibras,

$$k_{ef} = k_{\sigma} + \frac{k_{\gamma} - k_{\sigma}}{1 + \frac{\varepsilon_{\sigma}}{\varepsilon_{\gamma}} \cdot \left[ 1 + z \cdot \frac{k_{\gamma} - k_{\sigma}}{k_{\gamma} + k_{\sigma}} \right]} \quad (3.6)$$

Os quatro modelos apresentados (equações 3.3 à 3.6) permitem o cálculo da condutividade efetiva de um têxtil. Nos vários modelos, o têxtil é visto como um compósito, constituído por duas fases. Considere-se então que essas fases se encontram dispostas em sequência e a transferência de calor ocorre em série [13, 15–19] ou em paralelo [5, 13, 15–17, 19, 20], como ilustrado na Figura 3.2.





**Figura 3.2 – Transferência de calor através do compósito; a) transferência em paralelo e b) transferência em série**

Ao avaliar a transferência de calor através do compósito, de acordo com a lei de Fourier, deduz-se a equação 3.7 (ver anexo A.3), para o caso em que o transporte de calor ocorre em paralelo, e a equação 3.8 (ver anexo A.4) quando esta ocorre em série.

$$k_{ef} = \varepsilon_{\sigma} \cdot k_{\sigma} + \varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\gamma} \quad (3.7)$$

$$k_{ef} = \frac{1}{\varepsilon_{\sigma} / k_{\sigma} + \varepsilon_{\gamma} / k_{\gamma}} \quad (3.8)$$

Mais expressões para a condutividade efetiva de compósitos são reportadas na literatura [15–18]. No entanto, a adequabilidade de cada expressão para representar a condutividade efetiva de um dado compósito depende não só do tipo de material mas também da estrutura de cada um em particular. Segundo Hamilton e Grosser (citado por Progelhof [13]), a condutividade efetiva de um compósito constituído por duas fases é função das condutividades de cada fase e das frações volúmicas, como também da geometria das partículas (fibras) que o constituem:

$$k_{ef} = k_{\gamma} \cdot \left[ \frac{k_{\sigma} + (n-1) \cdot k_{\gamma} - (n-1) \cdot \varepsilon_{\sigma} \cdot (k_{\gamma} - k_{\sigma})}{k_{\sigma} + (n-1) \cdot k_{\gamma} + \varepsilon_{\sigma} \cdot (k_{\gamma} - k_{\sigma})} \right] \quad (3.9)$$

De acordo com a equação anterior, a influência da geometria das partículas é contabilizada através do fator de forma  $n$ , função do parâmetro  $\psi$  (i. e.  $n=3/\psi$ ) que, por sua vez, é o rácio entre a área superficial de uma esfera e a área superficial de uma partícula, ambas com o mesmo volume [13]. Além da geometria das partículas, o modelo proposto por Lewis e Nielsen [13, 21, 22] (modelo analisado em casos limite no anexo A.5) considera ainda a orientação das partículas que constituem o compósito:

$$k_{\text{ef}} = k_{\gamma} \cdot \left[ \frac{1 + B \cdot C \cdot \varepsilon_{\sigma}}{1 - C \cdot \varepsilon_{\sigma} \cdot \beta} \right] \quad (3.10)$$

Na equação 3.10, a orientação das partículas é introduzida pelos parâmetros  $B$ ,  $C$  e  $\beta$ , sendo  $C$  e  $\beta$  determinados segundo as equações 3.11 e 3.12, respetivamente [13].

$$C = \frac{k_{\sigma} - k_{\gamma}}{k_{\sigma} + B \cdot k_{\gamma}} \quad (3.11)$$

$$\beta = 1 + \left( \frac{1 - \phi_m}{\phi_m^2} \right) \cdot \varepsilon_{\sigma} \quad (3.12)$$

No cálculo da variável  $\beta$  (equação 3.12), o parâmetro  $\phi_m$  depende da geometria e do tipo de orientação das partículas [13], sendo, portanto, possível avaliar o efeito de diferentes orientações e geometrias das partículas (fibras) sobre a condutividade efetiva do compósito.

Como se pretende utilizar uma equação o mais genérica possível optou-se por analisar as equações 3.3, 3.7 – 3.10. Para tal, fez-se variar alguns dos parâmetros que aparecem nestas equações, mantendo-se inalterados os restantes (Tabela 3.1).

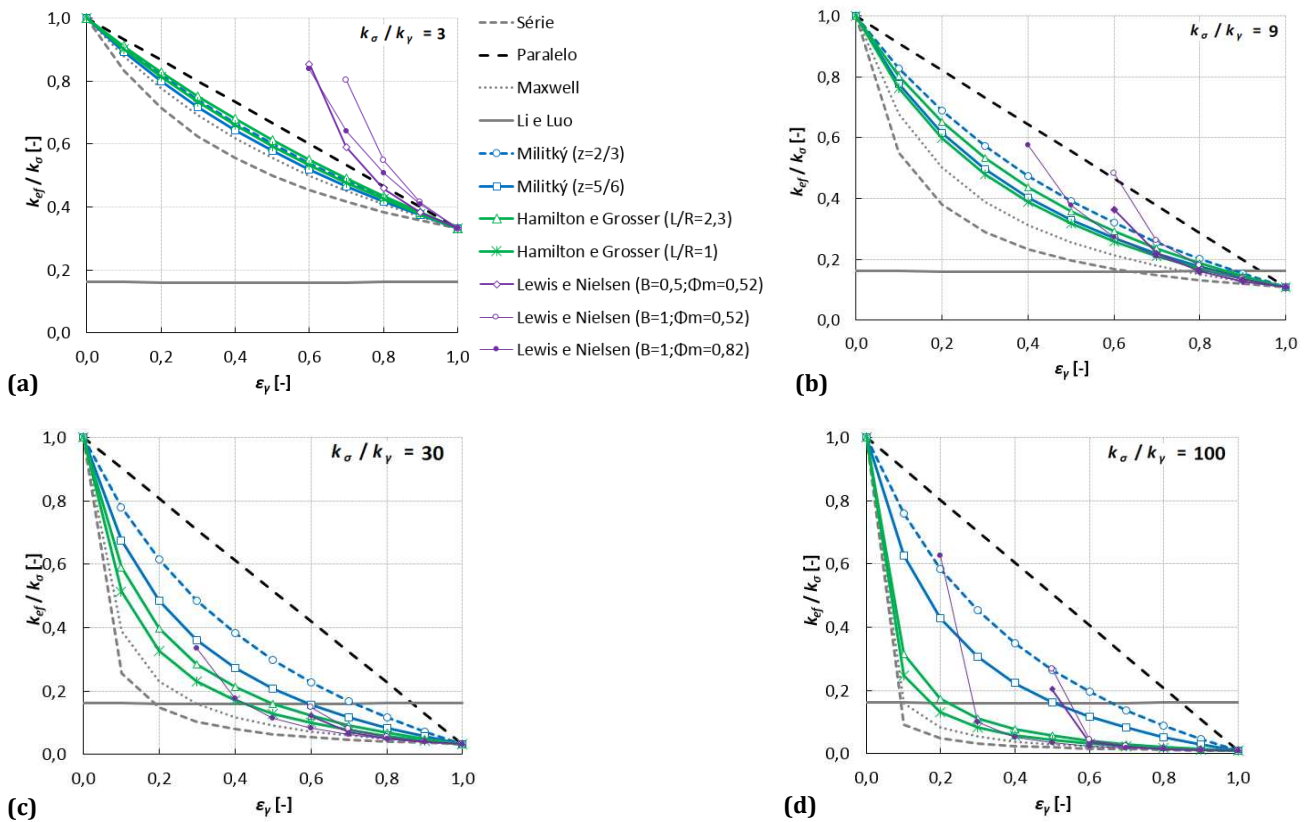
**Tabela 3.1 - Parâmetros utilizados para avaliar diferentes expressões de condutividade efetiva (equação 3.3, 3.7 – 3.10)**

Parâmetro	Unidade	Valor	Parâmetro	Unidade	Valor
$\varepsilon_{\sigma}$	-	0,3	$R_{\text{universal}}$	$\text{J}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{mol}^{-1}$	8,314
$\varepsilon_{\gamma}$	-	0,7	$P_{\text{atm}}$	Pa	101325
$k_{\sigma}$	$\text{W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$	$2,35 \times 10^{-1}$	$p_{\text{saturação}}$	Pa	5620
$k_{\gamma}$	$\text{W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$	$2,56 \times 10^{-2}$	$T$	K	300,15
$k_w$	$\text{W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$	0,6	$M_{\text{H}_2\text{O}}$	$\text{kg}\cdot\text{mol}^{-1}$	$1,80 \times 10^{-2}$
$\rho_{\text{ds}}$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	1300	$M_{\text{ar}}$	$\text{kg}\cdot\text{mol}^{-1}$	$2,90 \times 10^{-2}$
$\rho_{\sigma}$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	550	$k_v$	$\text{W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$	$2,46 \times 10^{-2}$
$\rho_{\gamma}$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	1	$k_{\text{ar}}$	$\text{W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$	$2,56 \times 10^{-2}$

Neste estudo, seguiu-se a abordagem de Gibson e Charmchi [4], de Li e Luo [14] e de Militký [15] em que o têxtil é constituído por duas fases: fase sólida (água retida na fibra + fibra) e fase gasosa (gás + vapor de água presente nos poros do têxtil). A equação proposta por Prasad [5] (equação 3.4) não foi incluída nesta análise devido às hipóteses a ela

subadjacentes: têxtil constituído por duas fases, uma das fases água e a outra inclui gás + fibra. O modelo construído teria de ser substancialmente alterado para testar a proposta de Prasad.

Na Figura 3.3, apresenta-se a condutividade efetiva do têxtil ( $k_{ef}$ ) normalizada pela condutividade da fase sólida ( $k_\sigma$ ), em função da fração de gás do têxtil ( $\varepsilon_y$ ), para vários modelos de condutividade efetiva (equações 3.3, 3.7 – 3.10). Ainda na Figura 3.3, analisou-se o efeito da razão entre a condutividade de sólido e a condutividade da fase gasosa sobre a  $k_{ef}$ .



**Figura 3.3 – Condutividade efetiva do têxtil ( $k_{ef}$ ) normalizada pela condutividade da fase sólida ( $k_\sigma$ ) em função da fração de gás do têxtil ( $\varepsilon_y$ ; porosidade), para diferentes modelos na literatura (equações 3.3, 3.7 – 3.10); efeito da razão entre a condutividade da fase sólida ( $k_\sigma$ ) e a condutividade da fase gasosa ( $k_\gamma$ ), sobre a condutividade efetiva do têxtil: a)  $k_\sigma/k_\gamma = 3$ , b)  $k_\sigma/k_\gamma = 9$ , c)  $k_\sigma/k_\gamma = 30$  e d)  $k_\sigma/k_\gamma = 100$**

A geometria e orientação das fibras assumidas na Figura 3.3 encontram-se compiladas na Tabela 3.2.

**Tabela 3.2 - Geometria e distribuição das fibras consideradas durante a análise dos modelos de Militký [15], Hamilton e Grosser [13] e Lewis e Nielsen [13]**

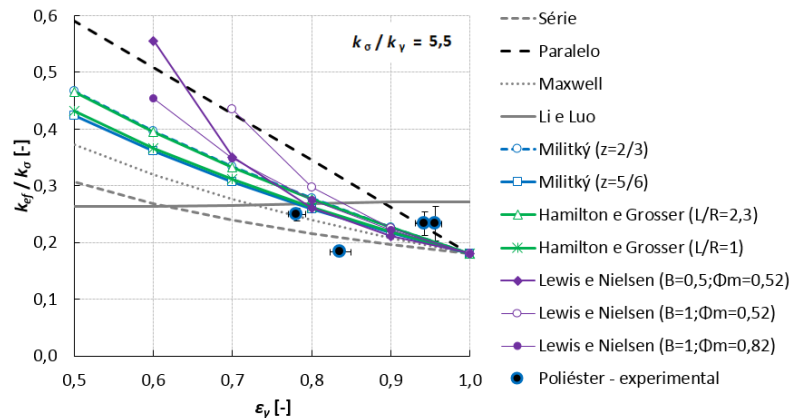
Modelo	Equação	Parâmetro	Hipótese
Militký	3.6	$z=2/3$	Fibras distribuídas aleatoriamente.
		$z=5/6$	Metade das fibras encontra-se distribuída aleatoriamente e, a outra metade, é normal à direção da transferência de calor.
		$z=1$ (equação iguala-se à equação de Maxwell)	Fibras encontram-se orientadas perpendicularmente ao sentido de transferência de calor.
Hamilton e Grosser	3.9	$\psi=0,58, n=5,2$	Fibra é cilíndrica e a razão entre o seu comprimento ( $L$ ) e o raio ( $R$ ) é 2,31.
		$\psi=0,84, n=3,6$	Fibra é cilíndrica e a razão entre o seu comprimento ( $L$ ) e o raio ( $R$ ) é 1.
Lewis e Nielsen	3.10	$B=0,5, \Phi_m=0,52$	Trocas de calor ocorrem perpendicularmente à orientação das fibras; fibras distribuídas aleatoriamente em todo o volume.
		$B=1, \Phi_m=0,52$	Trocas de calor ocorrem paralelamente à orientação das fibras e a razão entre o comprimento da fibra e o raio é igual a 1; fibras distribuídas aleatoriamente em todo o volume.
		$B=1, \Phi_m=0,82$	Trocas de calor ocorrem paralelamente à orientação das fibras e a razão entre o comprimento da fibra e o raio é igual a 1; fibras distribuídas aleatoriamente em apenas uma direção.

Na Figura 3.3 observa-se que, assumindo a transferência de calor em paralelo, a condutividade efetiva é, de um modo geral, superior aos valores obtidos com os restantes modelos. Os modelos de Maxwell, de Militký e de Hamilton e Grosser prevêem valores de  $k_{ef}$  que variam entre os valores que se obtêm quando as trocas ocorrem em série (limite mínimo) e em paralelo (limite máximo). A influência da geometria e orientação das fibras sobre a condutividade efetiva torna-se mais evidente quanto maior é a razão entre  $k_\sigma$  e  $k_\gamma$ . Por exemplo, ao comparar os valores de  $k_{ef}$  obtidos com o modelo de Militký, quando a fração de gás 0,5, o desvio<sup>1</sup> entre os resultados para  $z = 2/3$  e  $5/6$  é de 4 % para  $k_\sigma/k_\gamma = 3$  (Figura 3.3a) e é de 38 % para  $k_\sigma/k_\gamma = 100$  (Figura 3.3d). Os resultados obtidos com o modelo de Lewis e Nielsen são também mais diferenciados quanto maior é a razão entre  $k_\sigma$  e  $k_\gamma$ . Porém, verifica-se que, para razões de  $k_\sigma$  e  $k_\gamma$  pequenas ( $k_\sigma/k_\gamma = 3$ , Figura 3.3a), a condutividade efetiva é superior ao valor que se obtêm com o modelo em paralelo. Tal indica que o modelo de Lewis e Nielsen apenas se aplica para frações de gás bastante elevadas ( $\varepsilon_\gamma > 0,8$ ), não permitindo modelizar com precisão situações em que o têxtil se encontra saturado (fração de gás nula). Refira-se que este modelo é utilizado para traduzir a condutividade efetiva de compósitos constituídos por uma matriz polimérica com

<sup>1</sup> Desvio =  $(\text{Resultado}_{\text{máximo}} - \text{Resultado}_{\text{mínimo}}) / \text{Resultado}_{\text{máximo}} \times 100$

partículas dispersas [21, 22] e não materiais têxteis. Pelo contrário, o modelo proposto por Li e Luo (equação 3.5) foi aplicado a um têxtil (lã). Ao determinar a condutividade efetiva segundo Li e Luo, verifica-se que a condutividade do têxtil é praticamente constante ao longo de toda a gama de frações de gás (desvio máximo de 1 %). No entanto, quando um têxtil sorve água, esta passa a preencher parte do volume outrora ocupado pelo gás e, devido à diferença entre as condutividades do gás ( $2,56 \times 10^{-2} \text{ W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$ ; [23]) e da água ( $0,6 \text{ W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$ ; [4]), a condutividade efetiva aumenta. Tal comportamento indica que a equação proposta por Li e Luo poderá não ser precisa, caso se pretenda avaliar um material têxtil em condições diferentes daquelas para as quais se ajustou o modelo.

Em termos gerais, a Figura 3.3 mostra que, quão maior é a razão entre a condutividade do sólido ( $k_s$ ) e a condutividade da fase gasosa ( $k_g$ ), maior é o desvio entre os resultados dos modelos. Para o caso particular dos têxteis, Gibson [24] e Bedek *et al.* [25] reportam resultados em que a razão das condutividades varia entre 7 e 12, gama de valores inferior à observada na Figura 3.3. Assim sendo, será prudente avaliar as previsões dos modelos para razões de condutividades características dos têxteis. No anexo A.6 analisam-se os vários modelos propostos e avalia-se a sua adequabilidade por comparação com resultados experimentais. A título de exemplo, apresenta-se na Figura 3.4 os resultados experimentais e os modelos matemáticos obtidos para 4 amostras de poliéster. Para todas as amostras têxteis analisadas (anexo A.6), não foi possível concluir qual é o modelo mais adequado para quantificar a condução de energia através de um têxtil, uma vez que os resultados da maioria dos modelos são consistentes com os resultados experimentais. Assim sendo, optou-se por tirar partido da equação 3.3, utilizada por vários autores [4, 26] para determinar a condutividade efetiva de um têxtil.



**Figura 3.4 - Condutividade efetiva do têxtil ( $k_{ef}$ ) normalizada pela condutividade da fase sólida ( $k_s$ ) em função da fração de gás do têxtil ( $\varepsilon_g$ ; porosidade), para diferentes modelos de  $k_{ef}$  (equações 3.3, 3.7 – 3.10); comparação entre os resultados experimentais e os modelos matemáticos obtidos para amostras de poliéster ( $k_s/k_g = 5,5$ ) [intervalo de confiança dos resultados experimentais,  $n=5$  e nível de confiança 95%]**

### 3.3 DIFUSÃO DO VAPOR DE ÁGUA ATRAVÉS DE UM TÊXTIL

O vestuário adiciona uma resistência à passagem de vapor de água desde a pele até ao ambiente. De acordo com a lei de Fick (equação 3.13), o fluxo de massa que difunde ( $\dot{m}_{\text{dif}}$ ) através da espessura do têxtil depende da difusividade efetiva do vapor de água nos poros do material ( $D_{\text{ef}}$ ).

$$\dot{m}_{\text{dif}} = -D_{\text{ef}} \cdot \frac{\partial \rho_v}{\partial x} \quad (3.13)$$

Na equação 3.13,  $x$  é a direção ao longo da espessura do têxtil e  $\rho_v$  é a concentração de vapor de água. O parâmetro  $D_{\text{ef}}$  considera o efeito da estrutura interna do têxtil sobre o transporte de massa, segundo a equação,

$$D_{\text{ef}} = \frac{\varepsilon_v \cdot D_a}{\tau} \quad (3.14)$$

em que  $\varepsilon_v$  é a fração de gás,  $\tau$  a tortuosidade do têxtil e  $D_a$  a difusividade molecular do vapor de água no ar [3, 27],

$$D_a [\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}] = 2,23 \cdot 10^{-5} \cdot \left( \frac{T}{273,15} \right)^{1,75} \quad (3.15)$$

Na literatura, são reportadas algumas relações entre os parâmetros  $\varepsilon_v$  e  $\tau$ , da equação 3.14 [28, 29], no entanto, estas relações são particulares para cada tipo de têxtil. Para o cálculo da tortuosidade, existem modelos genéricos [30], porém, as suas soluções são função da estrutura da amostra em análise. Se em alguns trabalhos de simulação numérica, não é evidente o procedimento adotado para calcular a tortuosidade [4–10], noutros, a maioria, a fração de gás num têxtil é frequentemente determinada considerando que o têxtil é constituído apenas por gás e fibra, desprezando a presença da água sorvida na fibra [29, 31]. Contudo, este parâmetro é função da fração de fibra que constitui o têxtil ( $\varepsilon_{\text{ds}}$ ) assim como da fração de água retida na fibra ( $\varepsilon_{\text{bw}}$ ),

$$\varepsilon_{\text{ds}} + \varepsilon_{\text{bw}} + \varepsilon_v = 1 \quad (3.16)$$

A hipótese de desprezar a água retida na fibra introduz incerteza nos valores da fração de gás estimados, em particular, no caso das fibras hidrofílicas, onde a fração de água retida é bastante elevada [3]. No capítulo 4, avalia-se esta incerteza e desenvolve-se uma nova metodologia que permite caracterizar as frações de gás e fibra tendo em consideração o teor de água no têxtil. Igualmente nesse capítulo, define-se um método que permite determinar a tortuosidade num têxtil.

O vapor de água ao difundir através dos poros do têxtil, passa por fibras que poderão conter uma concentração de água diferente da dos poros. Nesta situação, haverá transferência de massa entre o gás e a fibra por sorção/desorção de água [4–6, 32]. No próximo subcapítulo, apresentam-se várias hipóteses que permitem simular este fenómeno.

### 3.4 SORÇÃO/DESORÇÃO DE ÁGUA NA FIBRA

No interior de uma fibra pode haver água líquida, dependendo do teor de humidade do ar que a rodeia. As taxas de sorção e de desorção de água numa fibra dependem das condições de equilíbrio entre o teor de água na fibra (i. e. *regain*), e a humidade do ar que envolve a fibra, expressas pela linha representada na Figura 3.5.

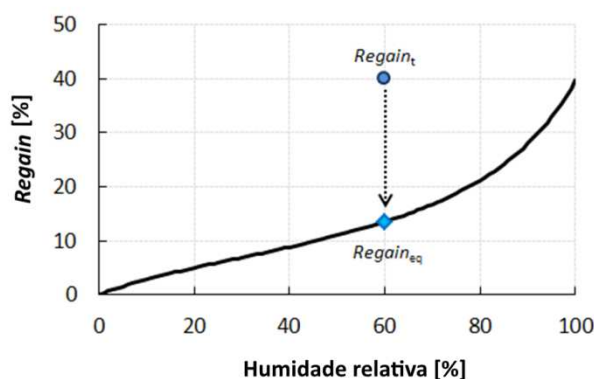
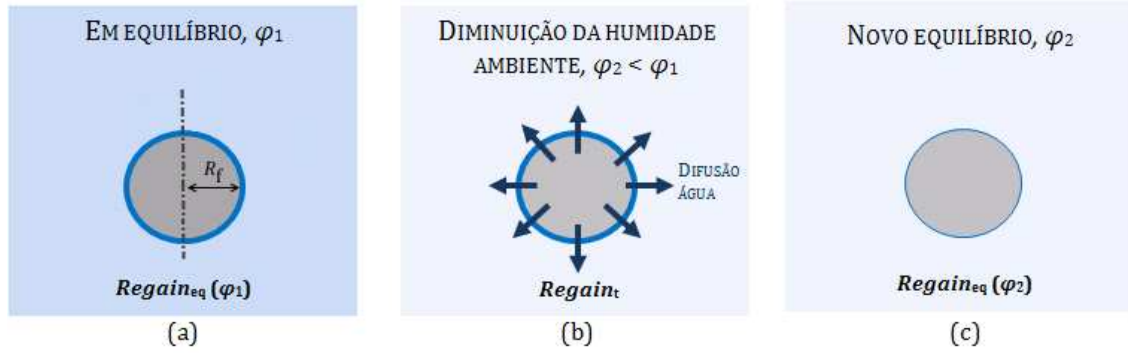


Figura 3.5 – *Regain* de equilíbrio de uma fibra de lã em função da humidade relativa a que se encontra exposta a fibra;  $Regain_t$  – quantidade de água retida na fibra,  $Regain_{eq}$  – quantidade de água retida na fibra no equilíbrio [4]

Por exemplo, se num dado instante, a humidade em torno da fibra for 60 % (Figura 3.5) e o teor de água desta ( $Regain_t$ ) for superior ao valor de equilíbrio ( $Regain_{eq}$ ), ocorrerá desorção de água da fibra para o gás em torno desta. No caso contrário ocorrerá sorção de água para o interior da fibra. Considere-se uma fibra cilíndrica, de raio  $R_f$  com água em equilíbrio com a humidade ambiente  $\varphi_1$  (Figura 3.6a).



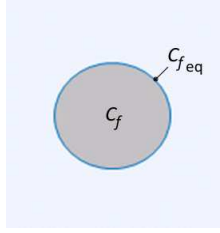
**Figura 3.6 – Difusão da água retida na fibra (a cinzento) para o ar devido à diminuição da humidade ambiente (de  $\varphi_1$  para  $\varphi_2$ ;  $\varphi_2 < \varphi_1$ ); a) água na fibra em equilíbrio com  $\varphi_1$ , b) diminuição da humidade ambiente e c) água na fibra em equilíbrio com  $\varphi_2$**

Ao diminuir a humidade ambiente para  $\varphi_2$  ( $\varphi_2 < \varphi_1$ ; Figura 3.6b), a quantidade de água retida na fibra tende a diminuir, uma vez que, a fibra apresenta um teor de água superior ao que se observaria em condições de equilíbrio ( $Regain_t > Regain_{eq}$ ; Figura 3.6b). Nestas condições a água retida difunde radialmente através da fibra, na direção do ar que a envolve.

Para determinar a taxa de sorção de vapor água na fibra ( $\dot{m}_{GS}$ ) realiza-se um balanço material à fibra, com uma suposta geometria cilíndrica [5, 10, 33, 34]. Embora o processo de difusão no interior da fibra seja não estacionário, o reduzido diâmetro da fibra permite uma aproximação que não se afasta da realidade: a difusão é suposta instantânea e a uma taxa igual à inicial (Figura 3.7). Assim, no balanço material (equação 3.17), considera-se que a quantidade de água que difunde através da fibra (primeiro termo da equação) é igual à taxa de sorção de água na fibra (último termo da equação).

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left( r \cdot (-D_f) \frac{dC_f}{dr} \right) = -\dot{m}_{GS} \quad (3.17)$$





**Figura 3.7 – Difusão da água na fibra (a cinzento) é suposta instantânea e igual à taxa inicial [legenda:  $C_f$  – concentração de água inicial e  $C_{feq}$  – concentração de água de equilíbrio]**

Na equação 3.17,  $r$  é o raio genérico,  $D_f$  o coeficiente de difusão da água na fibra e  $C_f$  é a concentração de água na fibra. Ao integrar a equação 3.17 e substituir pela condição fronteira de simetria,  $\frac{dC_f}{dr} = 0$  para  $r = 0$ , obtém-se,

$$D_f \cdot \frac{dC_f}{dr} = \frac{\dot{m}_{GS}}{2} \cdot r \quad (3.18)$$

Ao estabelecer as condições fronteira assume-se que na superfície da fibra atinge-se instantaneamente o equilíbrio,  $r=R_f$ ;  $C_f(R_f)=C_{feq}$  [10, 33], e a concentração no centro é constante e igual à inicial,  $r=0$ ;  $C_f(0)=C_f$  (Figura 3.7). Integrando, obtém-se,

$$\dot{m}_{GS} = \frac{4 \cdot D_f}{R_f^2} (C_{feq} - C_f) \quad (3.19)$$

Para reescrever a equação 3.19 em função do *regain* ( $Regain_t$ ) é necessário considerar a equação 3.20 e a equação 3.21,

$$Regain_t = \frac{\varepsilon_{bw} \cdot \rho_{bw}}{\varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds}} \quad (3.20)$$

$$C_f = \varepsilon_{bw} \cdot \rho_{bw} \quad (3.21)$$

em que  $\varepsilon_{bw}$  é a fração de água líquida na fibra,  $\varepsilon_{ds}$  a fração de fibra,  $\rho_{bw}$  a massa volúmica da água e  $\rho_{ds}$  a massa volúmica da fibra. Ao substituir as equações 3.20 e 3.21 na equação 3.19 obtém-se,

$$\dot{n}_{\text{GS}} = \frac{16 D_t \cdot \varepsilon_{\text{ds}} \rho_{\text{ds}}}{d_f^2} \cdot [\text{Regain}_{\text{eq}} - \text{Regain}] \quad (3.22)$$

em que  $d_f$  é o diâmetro da fibra e  $\text{Regain}_{\text{eq}}$  o *regain* obtido para as condições de equilíbrio (equação 3.23).

$$\text{Regain}_{\text{eq}} = \frac{\varepsilon_{\text{bw}}|_{\text{eq}} \cdot \rho_{\text{w}}}{\varepsilon_{\text{ds}} \cdot \rho_{\text{ds}}} = 0,578 \cdot \text{Regain}_{f(\varphi=65\%)} \cdot \varphi \cdot \left[ (0,321 + \varphi)^{-1} + (1,262 - \varphi)^{-1} \right] \quad (3.23)$$

Na equação 3.23,  $\varphi$  é a humidade relativa e  $\text{Regain}_{f(\varphi=65\%)}$  o *regain* da fibra para humidade relativa de 65% ( $\varphi = 65\%$ ; [3]).

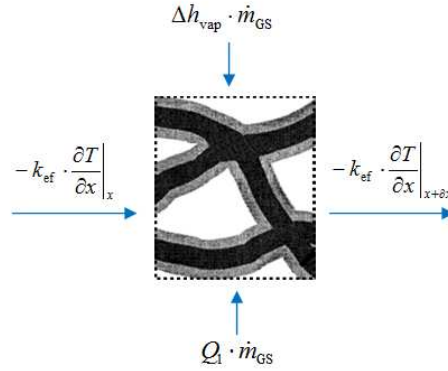
De seguida, apresenta-se a formulação do modelo matemático que considera os fenómenos de transporte de energia e massa descritos anteriormente.

### 3.5 MODELO MATEMÁTICO

A formulação do modelo matemático baseou-se no trabalho de Gibson e Charmchi [4], no qual se assume que o têxtil é um meio homogéneo com duas fases: a fase gasosa (ar e vapor de água) e a fase sólida (fibras e água retida nas fibras). Assume-se igualmente que, a água retida nas fibras está parada e em equilíbrio com o vapor de água dos poros, e que o gás apresenta um comportamento ideal.

Em linha com a abordagem de Gibson e Charmchi [4], os fenómenos de transporte foram considerados ao longo da espessura do têxtil (unidimensional), considerando-se as outras fronteiras isoladas. Os balanços de massa e energia são estabelecidos num volume de controlo infinitesimal do meio homogéneo, onde a estrutura do têxtil não é tida em conta, em alternativa consideram-se as frações dos seus constituintes. Assim, ao realizar um balanço energético unidirecional ao volume infinitesimal (Figura 3.8) obtém-se,

$$\rho_{\text{ef}} \cdot C_{p_{\text{ef}}} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -k_{\text{ef}} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) - \dot{m}_{\text{GS}} \cdot (\Delta h_{\text{vap}} + Q_l) = 0 \quad (3.24)$$



**Figura 3.8 – Balanço energético ao volume de controle do têxtil constituído pela fase sólida (água retida na fibra + fibra) e a gasosa (vapor de água + gás + inertes)**

O primeiro termo da equação 3.24 corresponde à acumulação de energia calorífica no volume de controle, o segundo ao calor transferido por condução e o último, o termo fonte, às entalpias de sorção/desorção de água nas fibras contidas no volume de controle e de vaporização/condensação da água. Neste caso, considera-se que toda a água que é sorvida (ou desorvida) muda de fase. Por exemplo, caso a concentração de vapor de água nos poros do têxtil diminua, ocorre desorção de água das fibras, i. e. a água difunde através das fibras até à superfície, onde evapora. As propriedades efetivas do têxtil, como a massa volúmica ( $\rho_{\text{ef}}$ ), o calor específico ( $Cp_{\text{ef}}$ ) e a condutividade térmica ( $k_{\text{ef}}$ , [13]) são expressas pelas equações 3.25, 3.26 e 3.27, respetivamente.

$$\rho_{\text{ef}} = \varepsilon_{\text{bw}} \cdot \rho_w + \varepsilon_\gamma \cdot \rho_\gamma + \varepsilon_{\text{ds}} \cdot \rho_{\text{ds}} \quad (3.25)$$

$$Cp_{\text{ef}} = \frac{\varepsilon_{\text{bw}} \cdot \rho_w \cdot Cp_w + \varepsilon_\gamma \cdot (Cp_a \cdot \rho_a + Cp_v \cdot \rho_v) + \varepsilon_{\text{ds}} \cdot \rho_{\text{ds}} \cdot Cp_{\text{ds}}}{\rho_{\text{ef}}} \quad (3.26)$$

$$k_{\text{ef}} = k_\gamma \cdot \left\{ \frac{\varepsilon_\gamma \cdot k_\gamma + [1 + \varepsilon_{\text{bw}} + \varepsilon_{\text{ds}}] \cdot k_\sigma}{\varepsilon_\gamma \cdot k_\sigma + [1 + \varepsilon_{\text{bw}} + \varepsilon_{\text{ds}}] \cdot k_\gamma} \right\} \quad (3.27)$$

A condutividade térmica da fase sólida ( $k_\sigma$ ) pode ser determinada segundo a equação,

$$k_{\sigma} = \frac{k_w \cdot \rho_w \cdot \varepsilon_{bw} + k_{ds} \cdot \rho_{ds} \cdot \varepsilon_{ds}}{\rho_w \cdot \varepsilon_{bw} + \rho_{ds} \cdot \varepsilon_{ds}} \quad (3.28)$$

Nas equações anteriores, valores típicos de massa volúmica, calor específico e condutividade térmica da água e fibra (índice w e ds, respetivamente) podem ser encontrados na literatura [4], enquanto as frações de fibra, água retida e gás, dependem da estrutura do têxtil e do tipo de material.

A condutividade térmica do gás ( $k_{\gamma}$ ), o seu calor específico ( $Cp_{\gamma}$ ) e pressão ( $p_{\gamma}$ ), a pressão parcial do ar ( $p_a$ ), a pressão parcial do vapor de água ( $p_v$ ), a massa volúmica do ar seco ( $\rho_a$ ) e a massa volúmica do gás ( $\rho_{\gamma}$ ) são traduzidos pelas equações 3.29 - 3.34.

$$k_{\gamma} = \frac{k_v \cdot \rho_v + k_a \cdot \rho_a}{\rho_v + \rho_a} \quad (3.29)$$

$$Cp_{\gamma} = \frac{Cp_a \cdot \rho_a + Cp_v \cdot \rho_v}{\rho_{\gamma}} \quad (3.30)$$

$$p_a = p_{\gamma} - p_v \quad (3.31)$$

$$p_v = \frac{\rho_v \cdot R \cdot T}{M_{H_2O}} \quad (3.32)$$

$$\rho_a = \frac{p_a \cdot M_{ar}}{R \cdot T} \quad (3.33)$$

$$\rho_{\gamma} = \rho_a + \rho_v \quad (3.34)$$

A entalpia de sorção de água nas fibras ( $Q_1$ ; [3]) e a entalpia de vaporização da água ( $\Delta h_{vap}$ ; [4]) são determinadas de acordo com as equações 3.35 – 3.38, respetivamente.

$$Q_1 [J \cdot kg^{-1}] = 1,95 \times 10^5 \cdot (1 - \varphi) \cdot \left[ (0,2 + \varphi)^{-1} + (1,05 - \varphi)^{-1} \right] \quad (3.35)$$

$$\varphi = \frac{p_v}{p_{sat}} \quad (3.36)$$

$$p_{\text{sat}} [\text{Pa}] = 614,3 \cdot \exp \left( 17,06 \cdot \left[ \frac{T - 273,15}{T - 40,25} \right] \right) \quad (3.37)$$

$$\Delta h_{\text{vap}} [\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}] = 2,792 \cdot 10^6 - 160 \cdot T - 3,43 \cdot T^2 \quad (3.38)$$

A taxa de sorção de água nas fibras ( $\dot{m}_{\text{GS}}$ ) é determinada através da equação 3.39 (ver subcapítulo 3.4), em função do *regain* instantâneo e de equilíbrio,  $\text{Regain}_i$  e  $\text{Regain}_{eq}$ , respetivamente. O parâmetro *regain* traduz a razão entre a massa de água retida nas fibras e a massa das fibras secas [35]. Os *regains* podem então ser determinados através da equação 3.40 e da equação 3.41 [3],

$$\dot{m}_{\text{GS}} = \frac{16 D_f \cdot \varepsilon_{ds} \rho_{ds}}{d_f^2} \cdot [\text{Regain}_{eq} - \text{Regain}_i] \quad (3.39)$$

$$\text{Regain}_i = \frac{\varepsilon_{bw} \cdot \rho_w}{\varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds}} \quad (3.40)$$

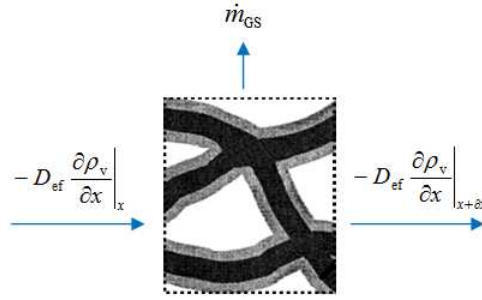
$$\text{Regain}_{eq} = \frac{\varepsilon_{bw}|_{eq} \cdot \rho_w}{\varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds}} = 0,578 \cdot \text{Regain}_{f(\varphi=65\%)} \cdot \varphi \cdot \left[ (0,321 + \varphi)^{-1} + (1,262 - \varphi)^{-1} \right] \quad (3.41)$$

em que a razão entre a difusividade da água na fibra ( $D_f$ ) e o quadrado do diâmetro da fibra ( $d_f^2$ ) é um fator de sorção, que traduz a influência da distribuição e da forma das fibras. Este fator será ajustado de modo a que as previsões numéricas se aproximem dos valores experimentais, em linha com a abordagem de Gibson [24].

Ao realizar o balanço mássico ao volume infinitesimal de têxtil (Figura 3.9) obtém-se,

$$\frac{\partial(\varepsilon_v \cdot \rho_v)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -D_{ef} \frac{\partial \rho_v}{\partial x} \right) + \dot{m}_{\text{GS}} = 0 \quad (3.42)$$

em que o primeiro termo da equação corresponde à acumulação de vapor de água nos poros do têxtil, o segundo à difusão unidirecional do vapor e o último à taxa de sorção/desorção de água nas fibras, no volume de controlo (Figura 3.9).



**Figura 3.9 - Balanço mássico ao volume de controlo do têxtil constituído pela fase sólida (água retida na fibra + fibra) e a gasosa (vapor de água + gás + inertes)**

A difusividade efetiva do vapor de água através do têxtil ( $D_{ef}$ ; equação 3.43) é proporcional à fração de gás ( $\varepsilon_\gamma$ ) e à difusividade do vapor de água no ar ( $D_a$ ; equação 3.44 [3, 27]) e inversamente proporcional à tortuosidade do têxtil ( $\tau$ ).

$$D_{ef} = \frac{\varepsilon_\gamma \cdot D_a}{\tau} \quad (3.43)$$

$$D_a [\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}] = 2,23 \cdot 10^{-5} \cdot \left( \frac{T}{273,15} \right)^{1,75} \quad (3.44)$$

Os dois balanços apresentados (equações 3.24 e 3.42) permitem determinar duas incógnitas ( $T$  e  $\rho_v$ ), pelo que é necessário definir mais duas equações para determinar a fração de água retida na fibra ( $\varepsilon_{bw}$ ) e fração de gás ( $\varepsilon_\gamma$ ). A equação 3.45 traduz o balanço mássico à água retida na fibra no volume de controlo, enquanto a equação 3.46 traduz as frações volúmicas das fases, no interior do volume de controlo.

$$\rho_w \cdot \frac{\partial \varepsilon_{bw}}{\partial t} = \dot{m}_{GS} \quad (3.45)$$

$$\varepsilon_{ds} + \varepsilon_{bw} + \varepsilon_\gamma = 1 \quad (3.46)$$

O modelo descrito neste capítulo será referido como modelo SD, i. e. modelo que considera a sorção/desorção de água nas fibras.

### 3.6 IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO

O problema é descrito por quatro equações principais (equação 3.46, 3.24, 3.42 e 3.45), cujas variáveis dependentes são a temperatura ( $T$ ), a concentração de vapor de água ( $\rho_v$ ), a fração de gás ( $\varepsilon_v$ ) e a fração de água retida na fibra ( $\varepsilon_{bw}$ ). O sistema de equações foi implementado através de um módulo PDE (*Partial Differential Equations*) de uma plataforma de FEM (*Finite Element Method*). Na Tabela 3.3 apresentam-se as equações e o formato das PDE na plataforma FEM. No balanço energético à fase gasosa (equação 3.42, Tabela 3.3) existem duas variáveis dependentes na mesma equação, nomeadamente a fração de gás ( $\varepsilon_v$ ) e a concentração de vapor de água ( $\rho_v$ ), pelo que é necessário resolver o sistema de equações num mesmo módulo de PDE. O balanço energético (equação 3.24) assim como o balanço mássico à água retida (equação 3.45) são definidos em dois módulos (PDEs) separados. Para resolver o sistema de equações é necessário definir os coeficientes das PDE, tal como é apresentado na Tabela 3.4.

**Tabela 3.3 – Balanços (equações 3.46, 3.24, 3.42 e 3.45) e formato das PDE definidas na plataforma FEM**

Equações	Definição das PDE (plataforma FEM)
$\rho_{ef} \cdot C_{p_{ef}} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -k_{ef} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) - \dot{m}_{GS} \cdot (\Delta h_{vap} + Q_1) = 0 \quad (3.24)$	$e_a \frac{\partial^2 T}{\partial t^2} + d_a \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (-c \cdot \nabla T - \alpha \cdot T + \gamma) + \beta \cdot \nabla T + a \cdot T = f$
$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial(\varepsilon_v \cdot \rho_v)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -D_{ef} \frac{\partial \rho_v}{\partial x} \right) + \dot{m}_{GS} = 0 \\ \varepsilon_{ds} + \varepsilon_{bw} + \varepsilon_v = 1 \end{array} \right. \quad (3.42)$	$e_a \frac{\partial^2 \vec{u}}{\partial t^2} + d_a \frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + \nabla \cdot (-c \cdot \nabla \vec{u} - \alpha \cdot \vec{u} + \gamma) + \beta \cdot \nabla \vec{u} + a \cdot \vec{u} = f$
$\varepsilon_{ds} + \varepsilon_{bw} + \varepsilon_v = 1 \quad (3.46)$	$\vec{u} = [\rho_v, \varepsilon_v]^T$
$\rho_w \cdot \frac{\partial \varepsilon_{bw}}{\partial t} = \dot{m}_{GS} \quad (3.45)$	$e_a \frac{\partial^2 \varepsilon_{bw}}{\partial t^2} + d_a \frac{\partial \varepsilon_{bw}}{\partial t} + \nabla \cdot (-c \cdot \nabla \varepsilon_{bw} - \alpha \cdot \varepsilon_{bw} + \gamma) + \beta \cdot \nabla \varepsilon_{bw} + a \cdot \varepsilon_{bw} = f$

**Tabela 3.4 - Coeficientes das PDE das equações 3.46, 3.24, 3.42 e 3.45**

Equações	Coeficientes das PDE							
	$e_a$	$d_a$	$c$	$\alpha$	$\gamma$	$\beta$	$a$	$f$
3.24	0	$\rho_{ef} \cdot C_{p_{ef}}$	$k_{ef}$	0	0	0	0	$(Q_1 + \Delta h_{vap}) \times \dot{m}_{GS}$
3.42	$\begin{bmatrix} 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} \varepsilon_v & \rho_v \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} D_{ef} & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} -\dot{m}_{GS} \end{bmatrix}$
3.46	$\begin{bmatrix} 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 1 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 1 - (\varepsilon_{ds} + \varepsilon_{bw}) \end{bmatrix}$
3.45	0	$\rho_w$	0	0	0	0	0	$\dot{m}_{GS}$

Ao definir os coeficientes da Tabela 3.4, impôs-se uma restrição do tipo *if*, de modo a garantir que o domínio é inicializado com valores coerentes. Por exemplo, o coeficiente  $f$  do sistema de equações 3.42 e 3.46 (Tabela 3.4) foi definido como  $\text{if}(t > 0, -\dot{m}_{\text{GS}}, \rho_{\text{v},0})$ , em que  $\rho_{\text{v},0}$  corresponde à concentração de vapor de água inicial. Procedeu-se de modo semelhante para os restantes coeficientes.

Nas fronteiras do domínio considerou-se que o calor e a massa são transferidos por convecção, equações 3.47 e 3.48,

$$h_c \cdot (T_{\text{amb}} - T)_{x=0} = -k_{\text{ef}} \cdot \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0} ; \quad h_c \cdot (T_{\text{amb}} - T)_{x=L} = -k_{\text{ef}} \cdot \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=L} \quad (3.47)$$

$$k_c \cdot (\rho_{\text{amb}} - \rho_v)_{x=0} = -D_{\text{ef}} \cdot \left. \frac{\partial \rho_v}{\partial x} \right|_{x=0} ; \quad k_c \cdot (\rho_{\text{amb}} - \rho_v)_{x=L} = -D_{\text{ef}} \cdot \left. \frac{\partial \rho_v}{\partial x} \right|_{x=L} \quad (3.48)$$

em que  $h_c$  é o coeficiente convectivo de transferência de calor,  $k_c$  é o coeficiente convectivo de transferência de massa,  $T_{\text{amb}}$  é a temperatura do meio ambiente e  $\rho_{\text{amb}}$  é a concentração de vapor de água do meio ambiente. As equações 3.47 e 3.48 foram impostas na PDE referente à transferência de calor e massa, respetivamente, através de uma condição do tipo *Flux/Source*. Neste tipo de condição impõe-se que a energia que chega a esta fronteira por condução (i. e.  $-k \cdot \nabla T$ ; equação 3.49) é igual a um fluxo ou termo fonte, normal à fronteira do domínio (i. e.  $g - q \cdot T$ ; equação 3.49), sendo apenas necessário definir os seus coeficientes  $g$  e  $q$  (Tabela 3.5).

$$\vec{n} \cdot (-k \cdot \nabla T) = -(g - q \cdot T) \quad (3.49)$$

**Tabela 3.5 - Condições fronteira para a PDE do calor (equação 3.47) e da massa (equação 3.48)**

Equação	$g$	$q$
3.47	$h_c \cdot T_{\text{amb}}$	$h_c$
3.48	$k_c \cdot \rho_{\text{amb}}$	$\begin{bmatrix} k_c & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$



O sistema de equações foi resolvido com um esquema de discretização de segunda ordem, um passo de integração de 0,01 s e um número máximo de elementos de 1088. No Anexo B são apresentados os vários testes onde se averiguou a adequabilidade da grelha (anexo B.1), passo de integração (anexo B.2), ordem de discretização das equações (anexo B.5), tolerância relativa (anexo B.3) e absoluta (anexo B.4) das variáveis do sistema.

De modo a verificar a implementação do modelo proposto, comparam-se de seguida os resultados do modelo com soluções analíticas.

### 3.7 VERIFICAÇÃO DA IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO

Neste subcapítulo avalia-se a implementação do modelo SD em situações limite. O domínio de simulação consiste num têxtil constituído por três materiais, nomeadamente: fibra, água retida na fibra e gás (i.e. vapor de água, ar e inertes). Um caso limite é quando o domínio se reduz a um só tipo de material. Neste caso, se as fronteiras inferior e superior forem, subitamente, expostas a correntes convectivas com temperatura e concentração de água diferentes das do domínio e as restantes (laterais) estiverem perfeitamente isoladas (Figura 3.10), a situação física poder-se-á equiparar a um problema de transferência de calor e massa através de uma placa plana, em estado não estacionário.

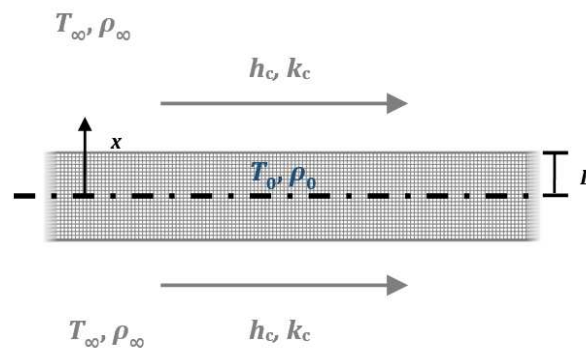


Figura 3.10 - Placa plana exposta a correntes convectivas com  $T_\infty > T_0$  e  $\rho_\infty > \rho_0$  (estado transiente)

A solução analítica de tal problema-tipo é traduzida por uma série infinita de termos. No entanto, se se garantir que o número de Fourier (para a massa e calor) é superior a 0,2, pode-se utilizar uma aproximação ao primeiro termo (equações 3.50 e

3.51) e desprezar os restantes termos da série [36, 37]. As equações 3.50 e 3.51 traduzem respetivamente os perfis de temperatura e de concentração ao longo de  $x$ , para determinado instante [37].

$$\frac{T(x) - T_{\infty}}{T_0 - T_{\infty}} = A_1 \cdot e^{[-\lambda_1^2 \cdot F_c]} \cdot \cos\left(\lambda_1 \cdot \frac{x}{L}\right) \quad (3.50)$$

$$\frac{\rho(x) - \rho_{\infty}}{\rho_0 - \rho_{\infty}} = A_1 \cdot e^{[-\lambda_1^2 \cdot F_m]} \cdot \cos\left(\lambda_1 \cdot \frac{x}{L}\right) \quad (3.51)$$

Ambas as equações descrevem a acumulação e condução/difusão de energia/massa através da placa, quando nas fronteiras há transporte convectivo de energia/massa. Na equação 3.50,  $T(x)$  é a temperatura na posição  $x$ ,  $T_0$  a temperatura inicial do domínio,  $T_{\infty}$  a temperatura do meio ambiente,  $A_1$  e  $\lambda_1$  são funções do número de Biot ( $Bi_c = \frac{h_c \cdot L}{k}$ ;  $k$  é a condutividade térmica,  $h_c$  o coeficiente convectivo de transferência de calor e  $L$  a metade da largura da placa) e  $F_c$  é o número de Fourier ( $F_c = \frac{\alpha \cdot t}{L^2}$ ;  $\alpha$  é a difusividade térmica e  $t$  o tempo). Os coeficientes  $A_1$  e  $\lambda_1$  foram obtidos através da interpolação de valores referidos na literatura [36]. Na equação 3.51,  $\rho(x)$  é a concentração na posição  $x$ ,  $\rho_0$  a concentração inicial do domínio,  $\rho_{\infty}$  a concentração do meio ambiente,  $A_1$  e  $\lambda_1$  são funções do número de Biot ( $Bi_m = \frac{k_c \cdot L}{D_{AB}}$ ;  $k_c$  é o coeficiente convectivo de transferência de massa e  $D_{AB}$  é a difusividade de  $A$  em  $B$ ) e  $F_m$  é o número de Fourier ( $F_m = \frac{D_{AB} \cdot t}{L^2}$ ). Na Tabela 3.6, apresentam-se os valores dos números adimensionais e os coeficientes utilizados no cálculo das soluções analíticas (equações 3.50 e 3.51), quando o meio é constituído só por fibra ( $\varepsilon_{ds}=1$ ) ou por gás ( $\varepsilon_{ds}=0$ ). Este último caso é uma abstração, no entanto, apesar de fisicamente impossível, permite verificar a implementação do modelo numa situação limite.

**Tabela 3.6 - Número de Fourier, número de Biot e coeficientes  $A_1$  e  $\lambda_1$  (equações 3.50 e 3.51), determinados com base nas propriedades do gás e da fibra (Tabela 3.7)**

	$\varepsilon_{ds}=0$		$\varepsilon_{ds}=1$
	Equação 3.50*	Equação 3.51**	Equação 3.50*
F [-]	2,70	3,05	2,74
Bi [-]	1,00	0,54	0,13
$A_1$	1,12	1,07	1,02
$\lambda_1$	0,86	0,67	0,35

\* -  $F_c$  e  $Bi_c$

\*\* -  $F_m$  e  $Bi_m$

As equações analíticas mencionadas (equações 3.50 e 3.51) aplicam-se a problemas independentes de transferência de calor e massa. Por essa razão, para garantir que no problema em questão, as equações de energia e massa são independentes, anulou-se o termo referente à taxa de sorção de água na fibra ( $\dot{m}_{GS}$ ). As propriedades do gás e da fibra foram mantidas constantes (Tabela 3.7).

**Tabela 3.7 - Propriedades do gás e da fibra**

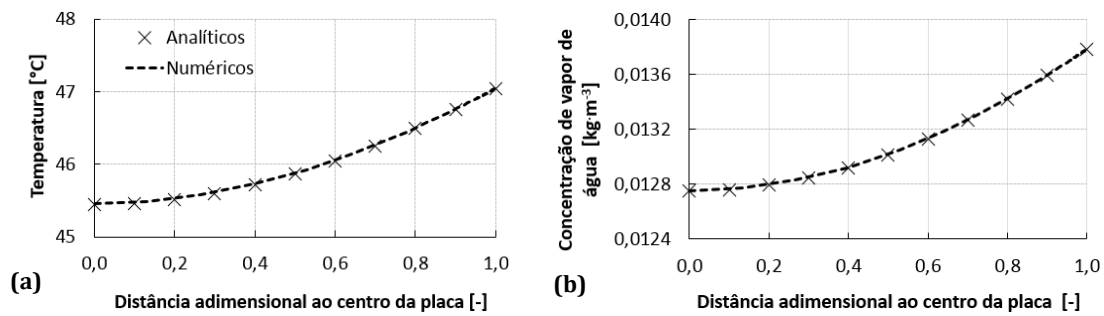
	<b>Gás</b>	<b>Fibra</b>
$k$ [W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$2,56 \times 10^{-5}$	0,20
$\rho$ [kg.m <sup>-3</sup> ]	1,146	1300
$C_p$ [J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	1003	1360
$\alpha$ [m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> ]	$2,23 \times 10^{-5}$	$1,13 \times 10^{-7}$
$D_{AB}$ [m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> ]	$2,52 \times 10^{-5}$	-

As propriedades utilizadas para o têxtil referem-se às da lã [4], com uma espessura de 1,29 mm. O tempo simulado foi de 0,05 s quando o domínio é constituído por gás e 10 s quando constituído por têxtil. Os tempos foram escolhidos de modo a garantir que a aproximação da série a um termo é válida, ou seja, que o número de Fourier é superior a 0,2 (Tabela 3.6). As condições fronteira encontram-se compiladas na Tabela 3.8.

**Tabela 3.8 - Condições fronteira utilizadas na verificação do modelo**

$T_0$ [°C]	20
$T_\infty$ [°C]	50
$\rho_0$ [kg.m <sup>-3</sup> ]	0
$\rho_\infty$ [kg.m <sup>-3</sup> ]	0,02
$h_c$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	40
$k_c$ [m.s <sup>-1</sup> ]	0,021

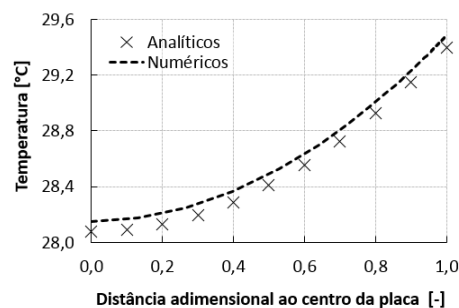
Na Figura 3.11, comparam-se os resultados numéricos e analíticos obtidos para o domínio constituído apenas por gás.



**Figura 3.11 - Resultados numéricos e analíticos quando só existe gás, desde o centro do domínio até à fronteira: a) perfil de temperatura e b) perfil de concentração; tempo = 0,05 s**

Na Figura 3.11a e b, observa-se que os perfis de temperatura e concentração, obtidos através do modelo numérico, apresentam um desvio pouco significativo relativamente à solução analítica. O desvio máximo entre os perfis é de 0,02 °C.

Na Figura 3.12 apresentam-se os perfis de temperatura numérico e analítico, obtidos ao longo do domínio constituído por fibra.



**Figura 3.12 - Perfil de temperatura desde o centro do domínio até à fronteira quando existe apenas fibra; tempo = 10 s**

Também neste caso (Figura 3.12) verifica-se que o desvio entre os resultados numéricos e analíticos é pouco significativo (desvio máximo de 0,09 °C). Nesta situação, não existem poros por onde o gás possa ser transportado e por essa razão, não se determinaram os perfis de concentração.

Da análise da Figura 3.11 e Figura 3.12 conclui-se que o modelo não está incorretamente implementado. Como passo seguinte, replicou-se numericamente uma experiência realizada por outros autores e compararam-se os resultados numéricos obtidos com o modelo SD com os reportados pelos autores.

### 3.8 VALIDAÇÃO DO MODELO MATEMÁTICO

O modelo SD contempla fenômenos como a condução de calor e difusão do vapor de água através do têxtil, assim como a sorção de água nas fibras. Para validar este modelo, replicou-se o trabalho experimental reportado por Gibson e Charmchi [4]. Os autores expuseram vários tipos de têxteis, inicialmente secos, a correntes saturadas de vapor de água. Ao variar a humidade relativa ambiente, os autores pretenderam analisar a mudança de temperatura dentro do têxtil, devido à sorção de água pelas fibras.

Os têxteis foram colocados na horizontal, dentro de um equipamento onde a temperatura, humidade relativa e velocidade de escoamento do ar eram controladas [4]. A temperatura foi mantida constante e igual a 20 °C durante toda a experiência. No início do teste, os têxteis encontravam-se secos e expostos a uma humidade relativa de 0 %. Durante o restante período de teste, impôs-se um aumento brusco na humidade relativa até 100 %. As superfícies dos têxteis foram expostas a estas condições ambiente, mantendo as superfícies laterais perfeitamente isoladas. Mantendo a velocidade de escoamento exterior, consideraram-se os coeficientes de transferência nestas fronteiras constantes ao longo do tempo, nomeadamente  $40 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$  para o coeficiente convectivo de transferência de calor e  $0,021 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  para o coeficiente convectivo de transferência de massa [4].

Na validação do modelo SD, consideraram-se três tipos de têxteis distintos, nomeadamente lã, algodão e seda. As características e propriedades dos referidos têxteis encontram-se compiladas na Tabela 3.9.

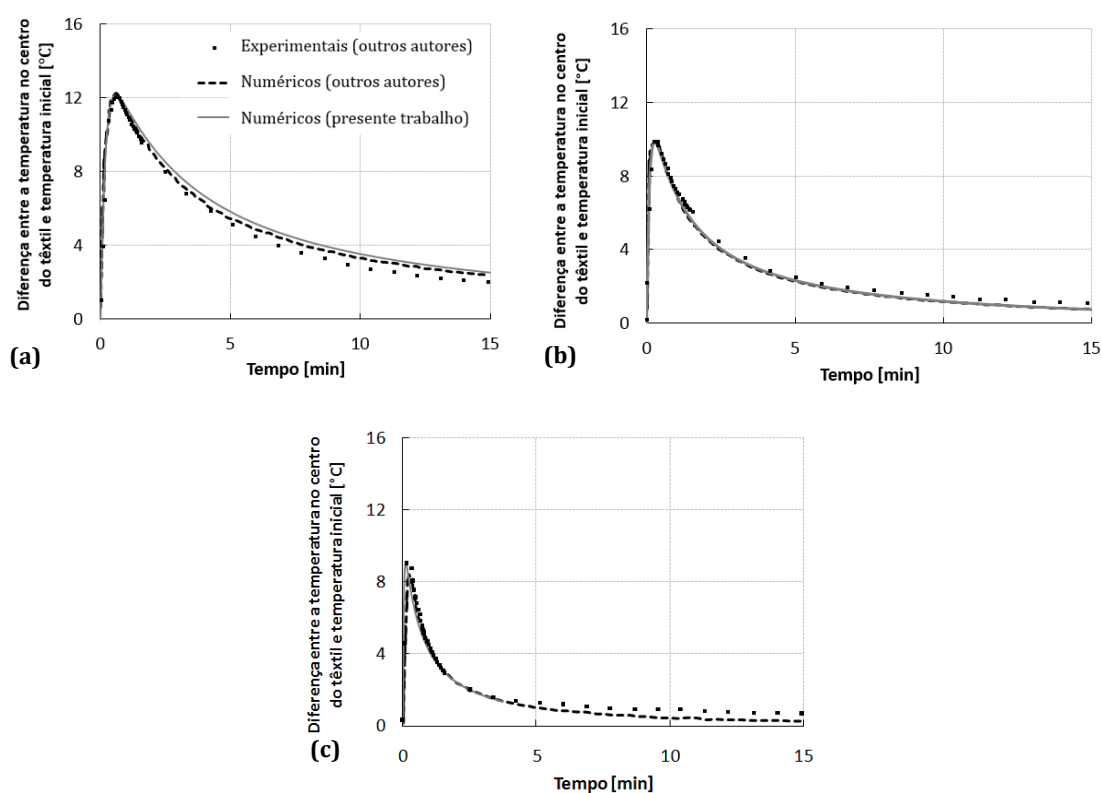
**Tabela 3.9 - Propriedades das amostras de lã, algodão e seda [4]**

Parâmetro	Unidades	Lã	Algodão	Seda
Massa volúmica da fibra	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	1300	1550	1340
Calor específico da fibra	$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	1360	1210	1380
Fração de fibra	-	0,381	0,336	0,361
Regain da fibra ( $\varphi = 65\%$ )	-	0,150	0,070	0,100
Condutividade térmica da fibra	$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	0,20	0,16	0,20
Tortuosidade (*)	-	2,35	2,12	3,94
Fator de sorção	$\text{s}^{-1}$	$6,81 \times 10^{-4}$	$1,51 \times 10^{-3}$	$2,83 \times 10^{-3}$
Espessura	mm	0,64	0,38	0,14

(\*) Ajustado neste trabalho

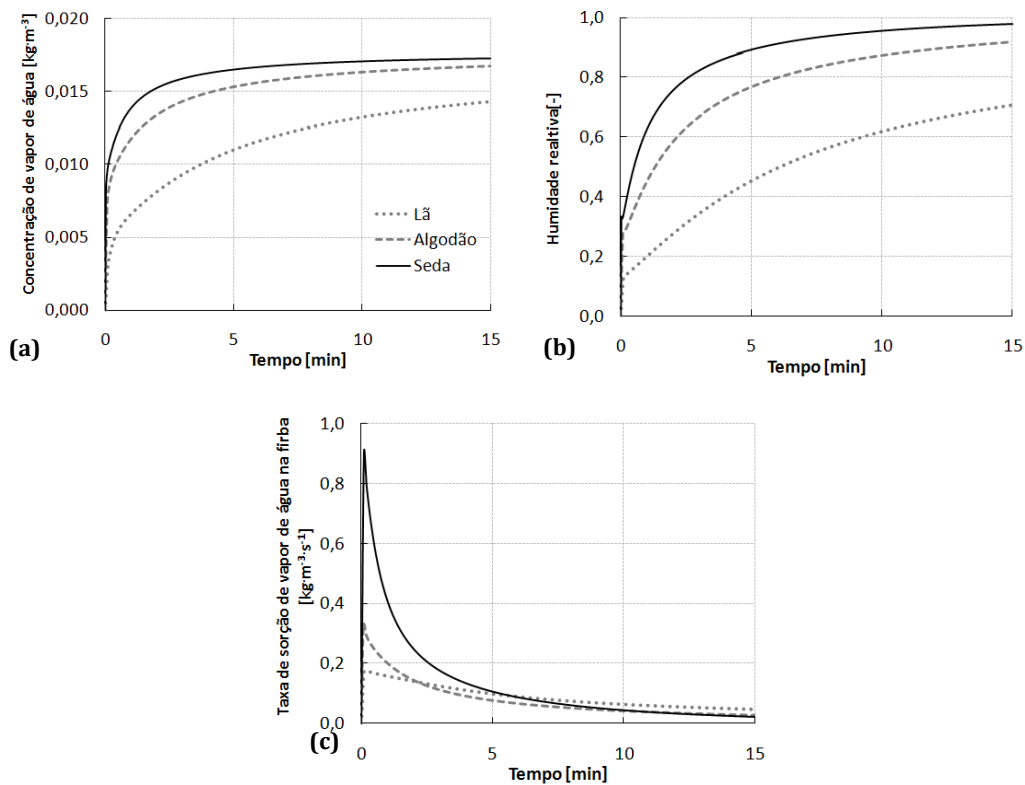
O fator de sorção apresentado na Tabela 3.9 foi ajustado de modo a que os resultados numéricos se ajustassem aos resultados experimentais. Apesar de este ajuste ser um procedimento comum [24], o valor obtido não corresponde ao valor reportado pelos autores. Dada esta incerteza, realizou-se uma experiência que permitiu validar o modelo matemático (ver capítulo 4). No próximo subcapítulo analisa-se a influência do fator de sorção nas previsões numéricas.

Durante a experiência, os autores [4] monitorizaram a temperatura no centro dos têxteis, tendo-se verificado um aumento inicial súbito de temperatura em relação à inicial (Figura 3.13).



**Figura 3.13 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos de Gibson e Charmchi [4] e os obtidos no presente trabalho; diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial: a) lã, b) algodão e c) seda**

Tal aumento súbito deve-se ao aumento da humidade na fronteira dos têxteis. O têxtil, inicialmente seco, é exposto a correntes saturadas de vapor de água, o que leva ao aumento da concentração de vapor de água (Figura 3.14a) e, consequentemente, de humidade relativa (Figura 3.14b) nos poros do têxtil.



**Figura 3.14 – Comparação entre os resultados numéricos obtidos no centro da lã, algodão e seda; a) concentração de vapor de água, b) humidade relativa e c) taxa de sorção de água na fibra**

Na Figura 3.14a, a concentração de vapor de água no centro da seda aumenta a uma taxa superior à dos restantes têxteis. Tal acontece porque a amostra de seda apresenta a menor espessura (Tabela 3.9) e, por consequência, a menor resistência à passagem de vapor. Por essa razão, ao fim de 15 minutos, a humidade relativa no centro da amostra de seda é muito próxima de 1 (0,98; Figura 3.14b). Devido à elevada humidade relativa, a taxa de sorção de água na amostra de seda é também superior à dos restantes têxteis (Figura 3.14c). Durante o processo de condensação e sorção de água há libertação de energia, porém, a seda, que apresenta a maior taxa de sorção não é a que apresenta o maior aumento de temperatura (Figura 3.13c), sendo este observado na amostra de lã (Figura 3.13a). Tal acontece porque a amostra de lã é bastante espessa (Tabela 3.9), o que implica uma elevada resistência térmica e, consequentemente, o transporte do calor, gerado por condensação e sorção de água desde o centro do têxtil até ao ambiente, é realizado a uma taxa reduzida. Com o passar do tempo, a diferença de temperatura tende para zero (Figura 3.13), à medida que a quantidade de água retida pelas fibras tende para o equilíbrio, (Figura 3.14c).

Ao comparar os resultados numéricos obtidos com o modelo SD com os valores experimentais (Figura 3.13), verifica-se que o maior desvio ocorre no caso da lã, sendo sempre inferior a 0,4 °C. Da análise destes resultados conclui-se que o modelo implementado descreve com precisão os fenómenos de sorção/desorção e mudança de fase da água dentro de um têxtil. No entanto, como a precisão dos resultados é influenciada pelas propriedades da fibra (i. e. fator de sorção, calor específico e massa volúmica), pelas propriedades do têxtil (i. e. fração de fibra e tortuosidade) e pelos coeficientes de transferência definidos no modelo, apresenta-se no próximo subcapítulo uma análise de sensibilidade, de forma a estudar como um desajuste de algum destes parâmetros influencia as previsões numéricas.



### **3.9 ANÁLISE DE SENSIBILIDADE**

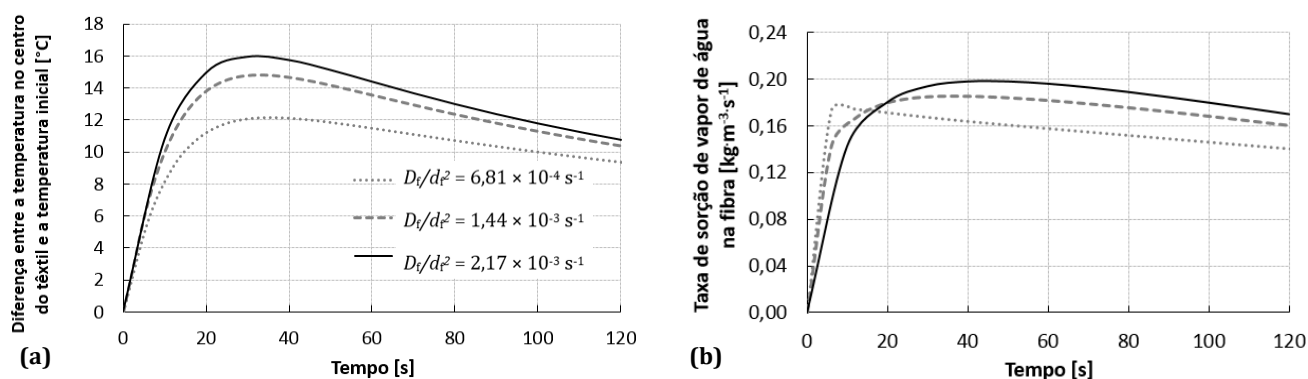
No modelo desenvolvido é necessário definir vários parâmetros e propriedades do têxtil. A precisão destes parâmetros pode influenciar a precisão dos resultados numéricos. Por essa razão, neste subcapítulo avalia-se o efeito de um desajuste nos parâmetros do têxtil sobre as previsões numéricas. A análise de sensibilidade consistiu em repetir a experiência descrita no subcapítulo 3.8, para o caso da amostra mais hidrofílica (lã; Tabela 3.9), impondo, em cada simulação, um desajuste em apenas um parâmetro. Os parâmetros avaliados foram: o fator de sorção, o calor específico, a massa volúmica e a fração de fibra, a tortuosidade do têxtil e os coeficientes de transferência de calor e massa.

#### **3.9.1 PROPRIEDADES DA FIBRA**

Neste subcapítulo avaliou-se o efeito de um desajuste nas propriedades da fibra: fator de sorção, calor específico e massa volúmica.

##### **3.9.1.1 FATOR DE SORÇÃO**

O fator de sorção de água na fibra ( $D_i/d_r^2$ ) é um dos parâmetros que influencia diretamente a taxa de sorção de água na fibra (equação 3.39), e, por consequência, os balanços mássicos realizados nos poros e nas fibras (equações 3.42 e 3.45, respetivamente). Uma alteração na taxa de sorção de água implica uma variação na energia associada à sorção e à vaporização da água, pelo que, o balanço energético também é influenciado (equação 3.24). A Figura 3.15a mostra como a temperatura no centro do têxtil aumenta com o aumento do fator de sorção.

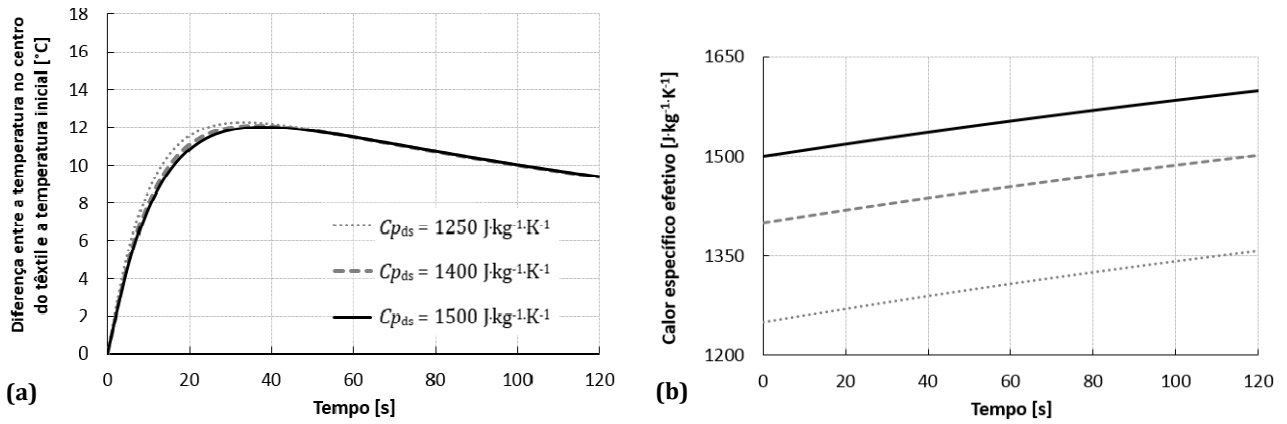


**Figura 3.15 – Efeito de um desajuste no fator  $D_t/d_f^2$  sobre as previsões numéricas obtidas no centro do têxtil; a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial e b) taxa de sorção de vapor de água na fibra**

Caso o fator de sorção seja sobrestimado, sobrestima-se a taxa de sorção de água na fibra (Figura 3.15b) e a temperatura do têxtil (Figura 3.15a). Porém, na Figura 3.15a observa-se que o desajuste é mais significativo no início da experiência, diminuindo com o evoluir do tempo. Por exemplo, ao aumentar o fator de  $6,81 \times 10^{-4}$  para  $2,17 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$  verifica-se que o desvio máximo de temperatura é de  $3,9 \text{ °C}$  aos 30 s, diminuindo para  $1,4 \text{ °C}$  ao fim de 120 s.

### 3.9.1.2 CALOR ESPECÍFICO

O calor específico da fibra ( $C_{p_{ds}}$ ) influencia apenas o calor específico efetivo do têxtil ( $C_{p_{ef}}$ ) e por consequência o termo cumulativo do balanço energético (equação 3.24). Por essa razão, um desajuste neste parâmetro implica uma variação nas previsões da temperatura durante apenas os primeiros instantes da simulação (Figura 3.16a). Ao sobrestimar o calor específico da fibra, sobrestima-se o calor específico efetivo do têxtil (Figura 3.16b) o que implica uma diminuição de temperatura no têxtil (Figura 3.16a). Na Figura 3.16a, verifica-se que ao aumentar o  $C_{p_{ds}}$  de 1250 para  $1500 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ , a temperatura máxima no centro diminui apenas  $0,4 \text{ °C}$ .

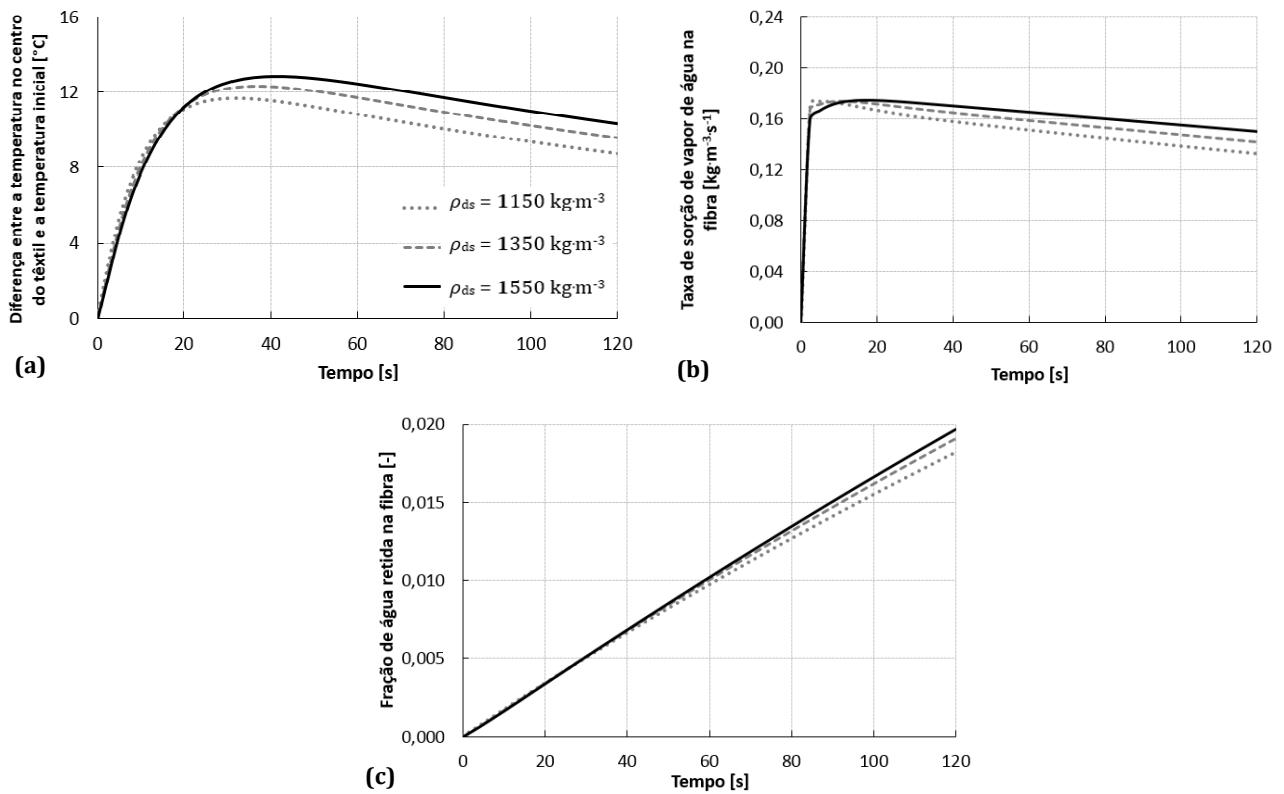


**Figura 3.16 – Efeito de um desajuste no calor específico da fibra ( $Cp_{ds}$ ) sobre as previsões numéricas obtidas no centro do têxtil: a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial e b) calor específico efetivo a pressão constante**

### 3.9.1.3 MASSA VOLÚMICA

A massa volúmica da fibra ( $\rho_{ds}$ ) é utilizada para determinar parâmetros efetivos, como a massa volúmica e o calor específico do têxtil (equações 3.25 e 3.26, respetivamente), a condutividade térmica da fase sólida (equação 3.28), a taxa de sorção de água na fibra (equação 3.39), assim como o *regain* instantâneo e o de equilíbrio (equações 3.40 e 3.41, respetivamente).

Na Figura 3.17a verifica-se que, ao sobrestimar a massa volúmica da fibra, sobrestima-se a temperatura no centro do têxtil. Tal ocorre porque, ao sobrestimar  $\rho_{ds}$ , sobrestima-se a taxa de sorção de água na fibra (Figura 3.17b) e por consequência a fração de água retida na mesma (Figura 3.17c). Por esta razão, sobrestima-se a energia libertada devido à condensação de vapor de água na superfície da fibra e sorção de água na mesma, resultando uma sobrestimação da temperatura (Figura 3.17a). Por exemplo, na Figura 3.17a observa-se que um aumento na massa volúmica da fibra de 1150 para 1550 kgm<sup>-3</sup> implica um aumento na temperatura no centro do têxtil de 1,6 °C ao fim de 120 s.



**Figura 3.17 – Efeito de um desajuste na massa volúmica de fibra ( $\rho_{ds}$ ) sobre as previsões numéricas obtidas no centro do têxtil: a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial, b) taxa de sorção de vapor de água na fibra e c) fração de água retida na fibra**

### 3.9.2 PROPRIEDADES DO TÊXTIL

Após avaliar o efeito da alteração de propriedades da fibra analisa-se de seguida o efeito de alterar propriedades estruturais do têxtil, nomeadamente a fração de fibra ( $\varepsilon_{ds}$ ) e a tortuosidade do têxtil ( $\tau$ ).

### 3.9.2.1 FRAÇÃO DE FIBRA

A fração de fibra é utilizada no cálculo da fração de gás (equação 3.46), da taxa de sorção de água na fibra (equação 3.39), das propriedades efetivas como a massa volúmica, o calor específico e a condutividade térmica do têxtil (equações 3.25, 3.26 e 3.27, respetivamente) assim como na determinação do *regain* instantâneo e no de equilíbrio (equações 3.40 e 3.41, respetivamente).

Ao sobrestimar a fração de fibra, subestima-se a fração de gás (equação 3.46), fazendo com que a resistência à passagem de vapor seja sobrestimada, o que conduz a valores de humidade relativa subestimados (Figura 3.18c). Para tempos superiores a 40 s, ao sobrestimar a fração de fibra sobrestima-se a taxa de sorção de água na fibra (equação 3.39; Figura 3.18b) e por consequência a temperatura no têxtil (Figura 3.18a). Ao passar de uma fração de fibra de 0,2 para 0,5 verifica-se que a diferença de temperatura no centro do têxtil (Figura 3.18a) aumenta de 10,4 para 12,3 °C.

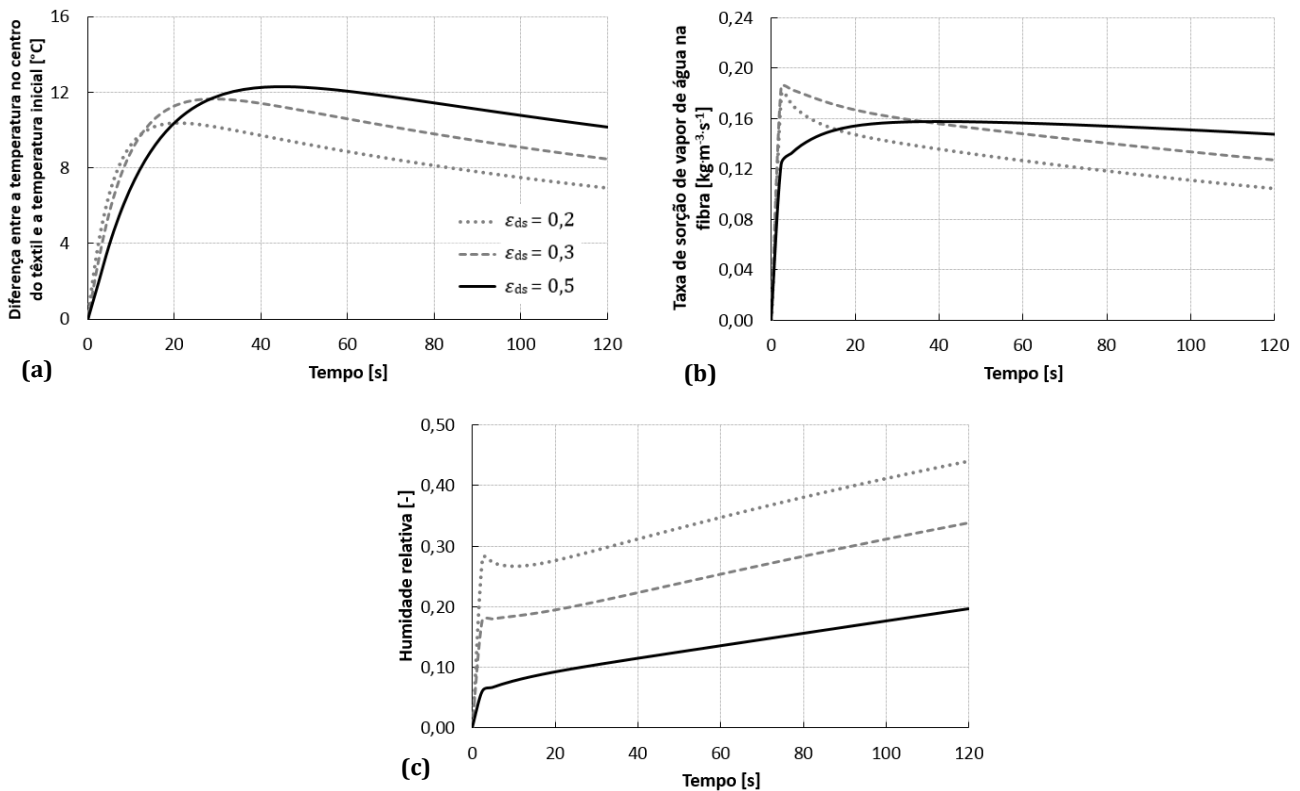
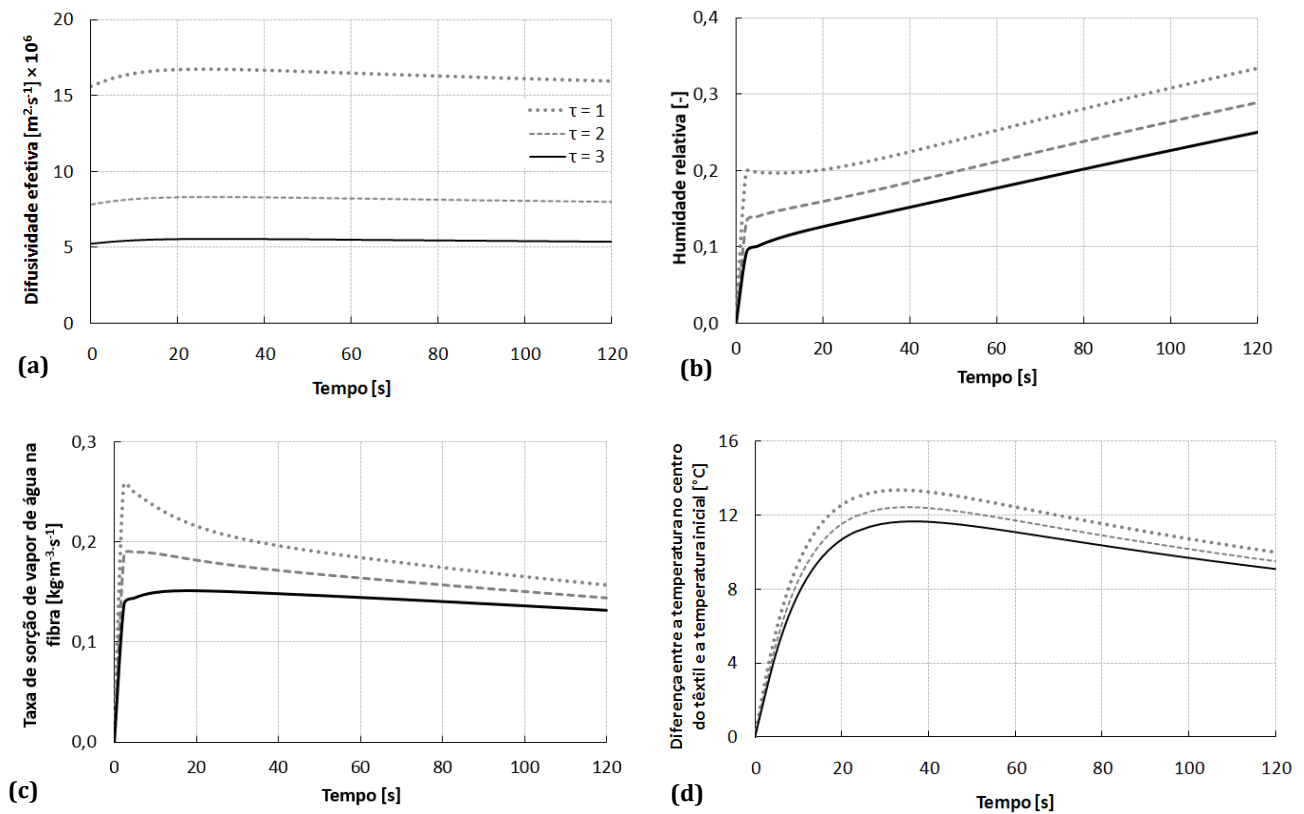


Figura 3.18 – Efeito de um desajuste na fração de fibra ( $\epsilon_{ds}$ ) sobre as previsões numéricas obtidas no centro do têxtil: a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial b) taxa de sorção de vapor de água na fibra e c) humidade relativa

### 3.9.2.2 TORTUOSIDADE

A tortuosidade do têxtil é utilizada apenas para determinar a difusividade efetiva do têxtil (equação 3.43). A difusividade efetiva é inversamente proporcional à tortuosidade e como tal, ao sobrestimar-se a tortuosidade subestima-se a difusividade efetiva (Figura 3.19a) e a humidade relativa nos poros (Figura 3.19b). Tal conduz a taxas de sorção de água na fibra mais baixas (Figura 3.19c) e, por consequência, a temperaturas também mais baixas (Figura 3.19d). Na Figura 3.19d observa-se que ao aumentar a tortuosidade de 1 para 3, diminui-se o aumento de temperatura no centro do têxtil de 13,4 para 11,7 °C.



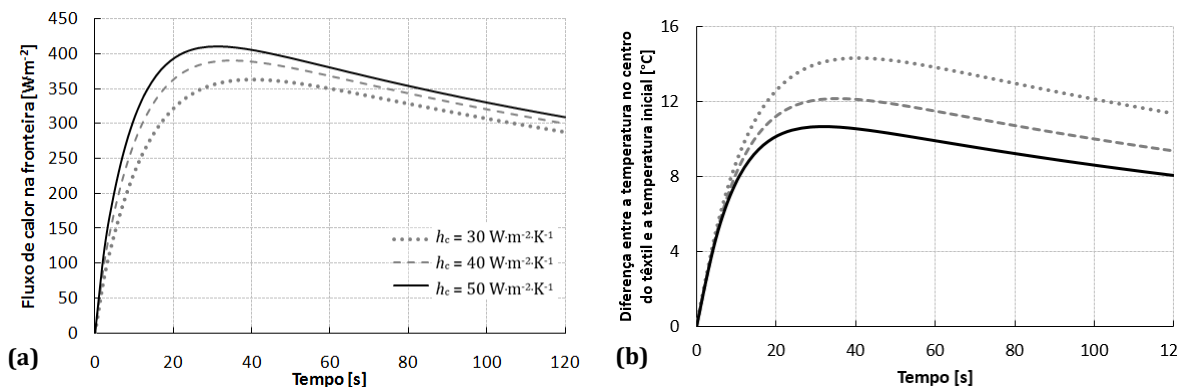
**Figura 3.19 – Efeito de um desajuste na tortuosidade do têxtil ( $\tau$ ) sobre as previsões numéricas obtidas no centro do têxtil: a) difusividade efetiva do vapor de água através do têxtil, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de vapor de água na fibra e d) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial**

### 3.9.3 COEFICIENTES CONVECTIVOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA

Nos subcapítulos anteriores estudou-se a influência do desajuste de propriedades intrínsecas do têxtil sobre os resultados numéricos. No entanto, os parâmetros definidos nas condições fronteira também influenciam as previsões numéricas. Por essa razão, neste subcapítulo avalia-se o efeito de um desvio nos coeficientes convectivos de transferência de calor e massa.

#### 3.9.3.1 COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

Nas fronteiras do domínio considerou-se que o calor é transferido por convecção entre o têxtil e o ambiente. Por essa razão, definiu-se um coeficiente convectivo de transferência de calor ( $h_c$ ; equação 3.47). Ao sobrestimar este coeficiente, sobrestima-se a velocidade de escoamento, e por consequência, mais energia é removida por convecção na fronteira do domínio (Figura 3.20a). Por essa razão, o aumento máximo de temperatura no centro do têxtil é subestimado (Figura 3.20b). Por exemplo, ao aumentar o coeficiente de 30 para 50  $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ , verifica-se que o aumento de temperatura no centro diminui de 14,3 para 10,7  $^{\circ}\text{C}$  (Figura 3.20b).



**Figura 3.20 – Efeito de um desajuste no coeficiente convectivo de transferência de calor ( $h_c$ ) sobre as previsões numéricas de: a) fluxo de calor na fronteira e b) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial**

### 3.9.3.2 COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE MASSA

Nas fronteiras do domínio considerou-se que o meio ambiente encontrava-se saturado com vapor de água e que o transporte do vapor, do ambiente para o têxtil, ocorria por convecção. Para o efeito, definiu-se um coeficiente convectivo de transferência de massa ( $k_c$ ; equação 3.48). Ao sobrestimar este coeficiente, sobrestima-se a taxa com que o vapor de água é transferido para o têxtil, sobestimando-se assim a humidade relativa nos poros do têxtil (Figura 3.21a), o que, por consequência leva a taxas de sorção de água e temperaturas sobrestimadas (Figura 3.21b e c, respetivamente). Por exemplo, ao aumentar o coeficiente de 0,015 para 0,025  $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$  verifica-se que a diferença de temperatura no centro aumenta de 11,0 para 12,7  $^{\circ}\text{C}$  (Figura 3.21c).

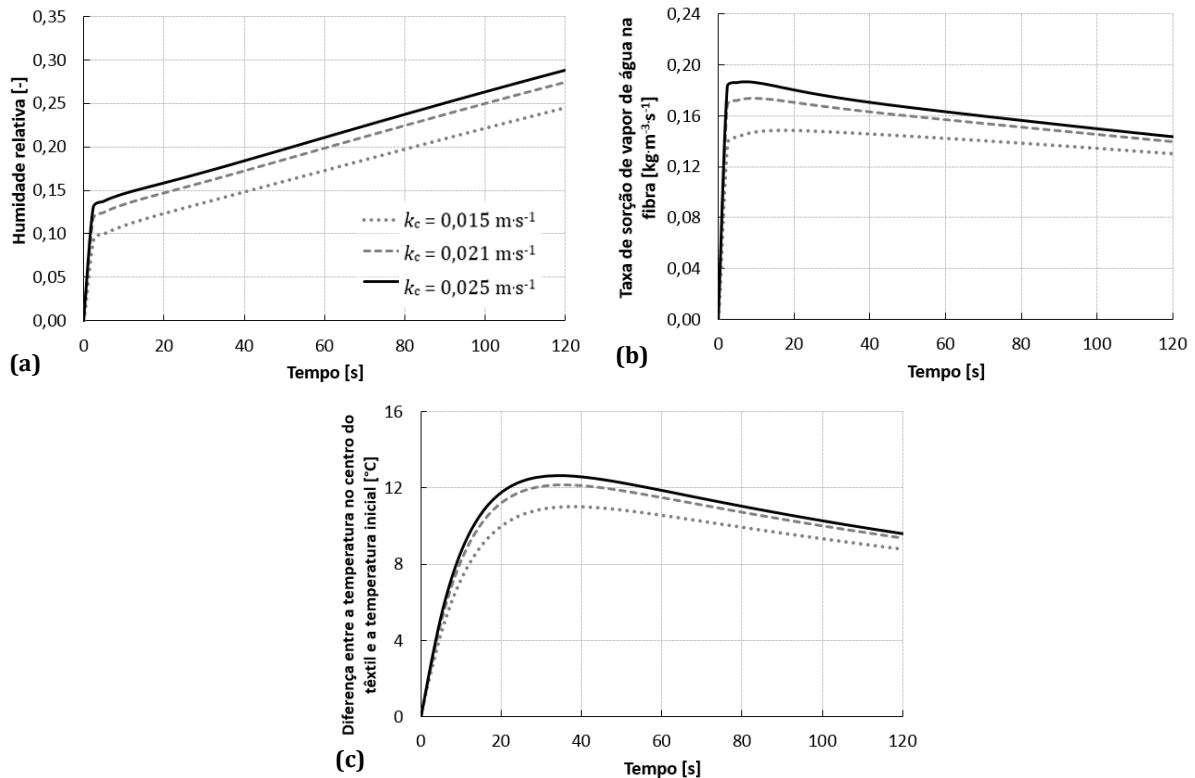


Figura 3.21 – Efeito de um desajuste no coeficiente convectivo de transferência de massa ( $k_c$ ) sobre as previsões numéricas no centro do têxtil: a) humidade relativa, b) taxa de sorção de vapor de água na fibra e c) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial



### 3.10 PRINCIPAIS CONCLUSÕES

Neste capítulo desenvolveu-se um modelo matemático (denominado de SD por incluir a sorção/desorção de vapor de água nas fibras) que permite calcular a transferência de calor e massa através de têxteis. A formulação do modelo baseou-se no trabalho de Gibson e Charmchi [4], assumindo que o têxtil é constituído por fibra seca, água sorvida na fibra e vapor de água com impurezas inertes nos poros do têxtil. O modelo contempla fenómenos como a difusão do vapor de água desde a pele até ao meio ambiente, a condução de energia através do vestuário e a sorção de água pelas fibras.

Para verificar a implementação do modelo SD, compararam-se os resultados numéricos com soluções analíticas. O modelo foi ainda validado com resultados experimentais, verificando-se que descreve com precisão o transporte de energia e de massa através de têxteis. De acordo com o estudo, a precisão destes resultados é influenciada pelas propriedades da fibra, propriedades do têxtil e coeficientes de transferência a definir como entradas no modelo. Para avaliar o efeito nas previsões numéricas de um desajuste num destes parâmetros, procedeu-se a uma análise de sensibilidade. Nesta análise, verificou-se que, ao sobrestimar propriedades da fibra, como o fator de sorção e a massa volúmica da fibra, sobrestimam-se as previsões de temperatura no têxtil. Um desajuste nas propriedades do têxtil, como a fração de fibra e a tortuosidade, assim como um desajuste nos coeficientes de transferência, influenciam claramente as previsões da temperatura e da taxa de sorção de água ao longo do tempo. Por esta razão, é prudente identificar e desenvolver métodos rigorosos para estimar os vários parâmetros necessários na modelização da transferência de calor e massa em têxteis (capítulo 4).

O modelo desenvolvido permite analisar o desempenho térmico de diversos materiais têxteis, utilizados, por exemplo, como vestuário de proteção ou têxtil-lar. Para otimizar o desempenho destas peças, o modelo permite avaliar o efeito das características do têxtil (p. ex. como a fração de sólido e a tortuosidade) e das propriedades das fibras (p. ex. fator de sorção e calor específico) sobre o transporte de calor e massa através da peça, para diversos cenários de utilização (p. ex. nível de atividade física variável; utilização no interior ou exterior de edifícios). No entanto, para analisar cenários que impliquem a acumulação de água livre nos poros do têxtil (p. ex. sudção de um atleta com nível de atividade física intensa), como é o caso da otimização do vestuário de desporto, mais fenómenos terão que ser contemplados no modelo matemático (capítulo 5).

### 3.11 REFERÊNCIAS

- [1] D. Jakšić, N. Jakšić, "Porosity of the Flat Textiles," em *Woven Fabric Engineering*, P. D. Dubrovski, Ed. Sciyo, 2010, pp. 255–271.
- [2] E. A. Elnashar, "Volume porosity and permeability in double-layer woven fabrics," *AUTEX Research Journal*, vol. 5, no. 4, 2005, pp. 207–218.
- [3] N. Pan, P. Gibson, *Thermal and moisture transport in fibrous materials*, First ed. Wookhead Publishing Limited, 2006, p. 427.
- [4] P. Gibson, M. Charmchi, "The Use of Volume-Averaging Techniques to Predict Temperature Transients Due to Water Vapor Sorption in Hygroscopic Porous Polymer Materials," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 64, no. 3, 1997, pp. 493–505.
- [5] K. Prasad, W. Twilley, J. R. Lawson, "NISTIR 6881 - Thermal Performance of Fire Fighters' Protective Clothing. 1- Numerical Study of Transient Heat and Water Vapor Transfer," National Institute of Standards and Technology (Relatório técnico), pp. 1–32, 2002.
- [6] R. L. Barker, G. Song, H. Hamouda, D. B. Thompson, A. V. Kuznetsov, A. S. Deaton, P. Chitrphiromsri, *Modeling of Thermal Protection Outfits for Fire Exposures F01-NS50*, vol. 50, no. November. North Caroline State , 2004.
- [7] J. Fan, X. Cheng, "Heat and Moisture Transfer with Sorption and Phase Change Through Clothing Assemblies: Part II: Theoretical Modeling, Simulation, and Comparison with Experimental Results," *Textile Research Journal*, vol. 75, no. 3, 2005, pp. 187–196.
- [8] J. Fan, X. Cheng, X. Wen, W. Sun, "An improved model of heat and moisture transfer with phase change and mobile condensates in fibrous insulation and comparison with experimental results," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 47, no. 10–11, 2004, pp. 2343–2352.
- [9] H. Wu, J. Fan, "Study of heat and moisture transfer within multi-layer clothing assemblies consisting of different types of battings," *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 47, no. 5, 2008, pp. 641–647.
- [10] C. V Le, N. G. Ly, R. Postle, "Heat and mass transfer in the condensing flow of steam through an absorbing fibrous medium," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 38, no. 1, 1995, pp. 81–89.
- [11] "ISO 9073-2: Textiles - Test methods for nonwovens - Part 2: Determination of thickness," 1995.
- [12] "ISO 11092:1993(E) - Textiles - Physiological effects - Measurement of thermal and water-vapour resistance under steady-state conditions (sweating guarded-hotplate test)," 1993.

- [13] R. C. Progelhof, J. L. Throne, R. R. Ruetsch, "Methods for Predicting the Thermal Conductivity of Composite Systems : A Review," *Polymer Engineering and Science*, vol. 16, no. 9, 1976, pp. 615–625.
- [14] Y. Li, Z. X. Luo, "Physical mechanisms of moisture diffusion into hygroscopic fabrics during humidity transients," *J. Text. Inst.*, vol. 91, no. 2, 2000, pp. 302–316.
- [15] J. Militký, "Prediction of Textile Fabric Thermal Conductivity," em *Sixth international thermal manikin and modelling meeting (6I3M)*, 2006, pp. 131–138.
- [16] S. Torquato, "Modeling of physical properties of composite materials," *International Journal of Solids and Structures*, vol. 37, no. 1–2, 2000, pp. 411–422.
- [17] J. K. Carson, S. J. Lovatt, D. J. Tanner, A. C. Cleland, "Predicting the effective thermal conductivity of unfrozen, porous foods," *Journal of Food Engineering*, vol. 75, no. 3, 2006, pp. 297–307.
- [18] J. Wang, J. K. Carson, M. F. North, D. J. Cleland, "A new approach to modelling the effective thermal conductivity of heterogeneous materials," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 49, no. 17–18, 2006, pp. 3075–3083.
- [19] M. Kandula, "On the effective thermal conductivity of porous packed beds with uniform spherical particles."
- [20] J. Fan, Z. Luo, Y. Li, "Heat and moisture transfer with sorption and condensation in porous clothing assemblies and numerical simulation," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 43, 2000, pp. 2989–3000.
- [21] R. Pal, "On the Lewis–Nielsen model for thermal/electrical conductivity of composites," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 39, no. 5, 2008, pp. 718–726.
- [22] R. Kochetov, A. V Korobko, T. Andritsch, P. H. F. Morshuis, S. J. Picken, J. J. Smit, A. Materials, "Three-Phase Lewis-Nielsen Model for the Thermal Conductivity of Polymer Nanocomposites," *IEEE*, 2011, pp. 338–341.
- [23] M. W. Haynes, D. R. Lide, "Handbook of Chemistry and Physics." [Online]. Disponivel em: <http://www.hbcpnetbase.com/>. [Acedido a: 09-Sep-2012].
- [24] P. Gibson, *Multiphase Heat and Mass Transfer through hygroscopic porous media with applications to clothing materials*. Massachusetts , 1996, pp. 36, 106,141.
- [25] G. Bedek, F. Salaün, Z. Martinkovska, E. Devaux, D. Dupont, "Evaluation of thermal and moisture management properties on knitted fabrics and comparison with a physiological model in warm conditions," *Applied Ergonomics*, vol. 42, no. 6, 2011, pp. 792–800.
- [26] R. L. Barker, *A review of gaps and limitations in test methods for first responder protective clothing and equipment*. Pittsburgh, Pennsylvania , 2005, p. 41.
- [27] B. E. Poling, J. M. Prausnitz, J. P. O'Connel, *The properties of gases and liquids*, Fifth edit. McGraw Hill, 2001, p. 11.10,11.13.11.19.

- [28] R. Vallabh, "Modeling tortuosity in fibrous porous media using computational fluid dynamics," Faculty of North Carolina State University, 2009, p. 26.
- [29] C. Brasquet, P. Le Cloirec, "Pressure drop through textile fabrics — experimental data modelling using classical models and neural networks," *Chemical Engineering Science*, vol. 55, no. 15, 2000, pp. 2767–2778.
- [30] L. Shen, Z. Chen, "Critical review of the impact of tortuosity on diffusion," *Chemical Engineering Science*, vol. 62, no. 14, 2007, pp. 3748–3755.
- [31] I. Salopek Čubrić, Z. Skenderi, a. Mihelić-Bogdanić, M. Andrassy, "Experimental study of thermal resistance of knitted fabrics," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 38, 2012, pp. 223–228.
- [32] C. V Le, N. G. Ly, R. Postle, "Heat and mass transfer in the condensing flow of steam through an absorbing fibrous medium," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 38, no. 1, 1995, p. 81.
- [33] J. Fan, X. Wen, "Modeling heat and moisture transfer through fibrous insulation with phase change and mobile condensates," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 45, no. 19, 2002, pp. 4045–4055.
- [34] P. W. Gibson, M. Charmchi, "Modeling Convection/Diffusion Processes in Porous Textiles with Inclusion of Humidity-Dependent Air Permeability," *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, vol. 24, no. 5, 1997, pp. 709–724.
- [35] W. E. Morton, W. S. Hearle, *Physical properties of textile fibres*, Fourth edi. Woodhead Publishing Limited, 2008, pp. 179, 187, 188.
- [36] J. H. Lienhard IV, J. H. Lienhard V, *A Heat Transfer Textbook*, Third Edit., vol. 108, no. 1. Phlogiston Press, Cambridge Massachusetts, 2006, pp. 218, 219.
- [37] Y. A. Çengel, *Heat and Mass Transfer - A practical approach*, Third edit. McGraw-Hill Science/Engineering/Math, 2007, pp. 374, 385, 468, 478, 759.
- [38] J. R. Lawson, T. A. Pinder, *Estimates of thermal conductivity for materials used in fire fighters' protective clothing*. Gaithersburg, Maryland, 2000, p. 4.
- [39] R. M. Laing, S. E. Gore, C. a. Wilson, D. J. Carr, B. E. Niven, "Standard Test Methods Adapted to Better Simulate Fabrics in Use," *Textile Research Journal*, vol. 80, no. 12, 2010, pp. 1138–1150.
- [40] Q. Y. Zhu, M. H. Xie, J. Yang, Y. Li, "Investigation of the 3D model of coupled heat and liquid moisture transfer in hygroscopic porous fibrous media," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 53, no. 19–20, 2010, pp. 3914–3927.

## **4. DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DE PARÂMETROS NECESSÁRIOS EM ANÁLISES DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA EM TÊXTEIS**

O modelo desenvolvido no capítulo anterior (modelo SD) contempla fenómenos como a difusão do vapor de água desde a pele até ao meio ambiente, a condução de energia através do vestuário e a sorção de água pelas fibras. Para modelizar a transferência de calor e massa através dos têxteis é necessário determinar diversos parâmetros, como por exemplo, a porosidade e a tortuosidade da estrutura interna dos materiais têxteis, assim como os coeficientes de transferência de calor e massa. Para determinar esses parâmetros, apresentam-se de seguida vários métodos e procedimentos. A precisão das abordagens utilizadas foi avaliada por meio de uma análise de sensibilidade aos vários parâmetros. A informação apresentada neste capítulo deu origem a uma publicação intitulada "*On the determination of parameters required for numerical studies of heat and mass transfer through textiles – Methodologies and experimental procedures*", no *International Journal of Heat and Mass Transfer* (referência completa na secção Publicações).

### **4.1 INTRODUÇÃO**

Em diversas atividades pretende-se que o vestuário permita ao ser humano realizar o seu trabalho de um modo confortável em condições ambiente exigentes do ponto de vista térmico. Bombeiros e operadores de câmaras frigoríficas, operadores de fornalhas e atletas de desportos de inverno, dependem da proteção oferecida pelo vestuário para minimizar o stress térmico a que o corpo é exposto. Tal requer a capacidade de otimizar as propriedades do vestuário com base em requisitos frequentemente opostos, p. ex. proteção e conforto térmico. A isto, acresce a necessidade crescente de diminuir a duração dos ciclos de desenvolvimento dos produtos, o que tem estimulado os produtores a recorrer a abordagens numéricas como forma de otimizar o desempenho do vestuário em função de um conjunto de objetivos.

Na literatura são reportados vários estudos numéricos sobre o transporte de calor e massa através de estruturas têxteis [1–9]. Le *et al.* [1] e Gibson e Charmchi [9] utilizaram

uma técnica de volumes-médios para abordar a interação entre a transferência de calor e massa e assim analisar as frentes de concentração e temperatura, à medida que o vapor de água é transportado através do material higroscópico. Barker *et al.* [3] utilizaram uma abordagem semelhante para avaliar o papel do transporte de vapor de água através de uma farda de bombeiro exposta a uma carga térmica elevada. Fan e co-investigadores [4, 5, 7] estudaram o transporte de calor e massa através de vários conjuntos têxteis. Os autores formularam diferentes hipóteses para o mecanismo de transporte de água, de modo a analisar o efeito das propriedades do têxtil e da posição relativa das suas camadas na transferência de calor e massa através do vestuário.

Para estudar/otimizar o desempenho de vestuário através de abordagens numéricas é necessário determinar os vários parâmetros que caracterizam os têxteis (p. ex. porosidade e tortuosidade) e as taxas de transferência de calor e massa através da estrutura do material (p. ex. coeficientes difusivos e convectivos). Porém, a medição de alguns destes parâmetros não é simples e requer o acesso a equipamentos experimentais complexos/dispêndiosos [1–9]. Para além disso, na literatura disponível [1–9], não é claro como alguns destes parâmetros são determinados (p. ex. porosidade e tortuosidade), o que dificulta a comparação de resultados de diferentes autores e constitui um obstáculo para uma adoção generalizada de abordagens numéricas nas atividades de desenvolvimento.

As taxas de transporte através de um material têxtil dependem de vários parâmetros, p. ex. da espessura do material, da porosidade e da tortuosidade da estrutura fibrosa e da afinidade das fibras com a água. Dois têxteis com o mesmo tipo de fibra mas com diferentes porosidades têm diferentes desempenhos térmicos. A porosidade de um têxtil é usualmente determinada por avaliação das massas volúmicas da fibra e do têxtil, sendo esta última determinada através da pesagem de um volume conhecido de têxtil [10–15]. Porém, dependendo da capacidade hidrofílica da fibra, o têxtil retém mais ou menos água. Por exemplo, se uma fibra de poliéster for exposta a uma humidade relativa de 50 %, a quantidade de água retida no equilíbrio (i. e. o *regain*) corresponde a 1 % da massa total de fibra seca [16]. Contudo, nas mesmas condições, a quantidade de água retida pelas fibras da lã corresponde a 11 % da massa total de fibra seca [16]. Por isso, a afinidade da fibra com a água influencia a porosidade do têxtil. Tal implica que os métodos usuais para determinar a porosidade, os quais desprezam a presença de água [10, 11], têm alguma incerteza associada. Dada a influência deste parâmetro sobre o transporte de calor e massa através de têxteis é necessário desenvolver um método que permita determinar a porosidade de têxteis tendo em consideração a água retida nas fibras.

Do ponto de vista de transferência de massa, um aumento na quantidade de água retida nas fibras implica uma diminuição da fração de gás e, por consequência, uma diminuição da resistência térmica [17]. Para além disso, como o transporte de água através da estrutura porosa de um têxtil depende da complexidade da sua estrutura, um aumento da tortuosidade implica uma diminuição das taxas de transporte. Expressões que relacionam a tortuosidade de um têxtil com a sua porosidade são reportadas na literatura [11, 18], porém, elas referem-se a têxteis específicos e foram desenvolvidas desprezando a presença de água retida nas fibras. Uma vez que a água retida influencia a estrutura do têxtil (e as propriedades de transporte), é clara a necessidade de um novo método para determinar a tortuosidade do têxtil, tendo em consideração a água acumulada. Tal é particularmente importante para aumentar a precisão na fase de caracterização, que precede as análises numéricas de transferência de calor e massa através de têxteis.

Neste capítulo desenvolvem-se metodologias e procedimentos experimentais para determinar os parâmetros necessários em análises numéricas de transferência de calor e massa através de têxteis, considerando a presença de água retida nas fibras. Privilegiaram-se técnicas baseadas em equipamentos usualmente disponíveis em laboratórios de têxteis/vestuário, para contribuir para uma adoção mais alargada de abordagens similares, em atividades de desenvolvimento de têxteis/vestuário. Os parâmetros usualmente necessários em estudos numéricos do transporte de calor e massa através dos têxteis (i. e. fração de fibra, tortuosidade e coeficientes convectivos de transferência de calor e massa), são determinados através da medição da espessura do têxtil, peso e volume. Com base nos parâmetros determinados, desenvolveu-se um modelo de transferência de calor e massa através dos materiais têxteis, o qual é validado com resultados experimentais de humidade relativa e temperatura obtidos durante testes à resistência evaporativa. O modelo desenvolvido é utilizado para realizar uma análise de sensibilidade ao efeito dos parâmetros determinados experimentalmente e da presença de água acumulada nas fibras, nas previsões numéricas de transporte de calor e massa através dos têxteis.

## 4.2 FORMULAÇÃO DO PROBLEMA

Em linha com a abordagem descrita no capítulo 3, um têxtil pode ser visto como um material homogêneo, constituído por fibras, água retida nas fibras e poros, onde existe uma mistura gasosa de vapor de água, ar e inertes. Em termos de frações volúmicas obtém-se,

$$\varepsilon_{ds} + \varepsilon_{bw} + \varepsilon_{\gamma} = 1 \quad (4.1)$$

em que  $\varepsilon_{ds}$  é a fração volúmica de fibra,  $\varepsilon_{\gamma}$  é a fração volúmica de gás (vapor de água mais inertes) e  $\varepsilon_{bw}$  é a fração volúmica de água retida na fibra. Para modelizar os fenómenos de transferência através de um têxtil (usando por exemplo o modelo SD, apresentado no capítulo anterior) é necessário definir diversos parâmetros, específicos de cada têxtil. Por exemplo, as frações de fibra, água retida e gás, apresentadas na equação anterior, dependem da estrutura do têxtil e do tipo de material, pelo que devem ser determinadas para cada material/amostra. Por essa razão, neste capítulo, apresentam-se procedimentos para determinar os parâmetros necessários à simulação do transporte de calor e massa através de têxteis.

A formulação do modelo matemático usado baseou-se no trabalho de Gibson e Charmchi [9], assumindo que a água retida nas fibras encontra-se imóvel e em equilíbrio com o vapor de água dos poros e que o gás apresenta um comportamento ideal. De acordo com a abordagem de Gibson e Charmchi [9], os fenómenos de transporte foram considerados ao longo da espessura do têxtil (unidimensional), considerando as outras fronteiras isoladas. Assim, ao realizar um balanço energético ao volume infinitesimal obtém-se a equação 4.2.

$$\rho_{ef} \cdot C_{p_{ef}} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -k_{ef} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) - \dot{m}_{GS} \cdot (\Delta h_{vap} + Q_1) = 0 \quad (4.2)$$

No balanço energético (equação 4.2) considerou-se a acumulação e condução de energia através da espessura do têxtil (primeiro e segundo termo, respetivamente), assim como as entalpias de sorção de água na fibra e de vaporização da água (último termo designado por termo fonte). As expressões que traduzem as propriedades efetivas do têxtil como a massa volúmica ( $\rho_{ef}$ ), o calor específico ( $C_{p_{ef}}$ ) e a condutividade térmica ( $k_{ef}$ ; [19]) são apresentadas no subcapítulo 3.5.



A taxa de sorção de água na fibra ( $\dot{m}_{GS}$ ; equação 4.2) é determinada através da equação 4.3, em função do *regain* instantâneo e do de equilíbrio,  $Regain_t$  e  $Regain_{eq}$ , respetivamente. O parâmetro *regain* consiste na razão entre a massa de água retida nas fibras e a massa de fibras secas [20]. Os *regains* podem ser determinados através das equações 4.4 e 4.5 [16],

$$\dot{m}_{GS} = \frac{16 \cdot D_f \cdot \varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds}}{d_f^2} \cdot [Regain_{eq} - Regain_t] \quad (4.3)$$

$$Regain_t = \frac{\varepsilon_{bw} \cdot \rho_w}{\varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds}} \quad (4.4)$$

$$Regain_{eq} = 0,578 \cdot Regain_{f(\varphi=65\%)} \cdot \varphi \cdot \left[ (0,321 + \varphi)^{-1} + (1,262 - \varphi)^{-1} \right] \quad (4.5)$$

onde a razão entre a difusividade de água na fibra ( $D_f$ ) e o quadrado do diâmetro da fibra ( $d_f^2$ ) é um fator de sorção, que depende da distribuição e forma das fibras. Este fator é ajustado de modo a que as previsões numéricas se aproximem dos valores experimentais ([21]; ajuste automatizado realizado através de um *script*; Anexo C). As restantes variáveis são explicadas no subcapítulo 3.5.

Ao realizar o balanço mássico ao volume infinitesimal de têxtil obtém-se,

$$\frac{\partial(\varepsilon_v \cdot \rho_v)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -D_{ef} \frac{\partial \rho_v}{\partial x} \right) + \dot{m}_{GS} = 0 \quad (4.6)$$

em que o primeiro termo da equação corresponde à acumulação de vapor de água nos poros do têxtil, o segundo à difusão e o último à taxa de sorção de água na fibra. A difusividade efetiva do vapor de água através do têxtil ( $D_{ef}$ ; equação 4.7) é proporcional quer à fração de gás ( $\varepsilon_v$ ) quer à difusividade do vapor de água no ar ( $D_a$ ; equação 4.8 [16, 22]) e inversamente proporcional à tortuosidade do têxtil ( $\tau$ ).

$$D_{ef} = \frac{\varepsilon_v \cdot D_a}{\tau} \quad (4.7)$$

$$D_a [\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}] = 2,23 \cdot 10^{-5} \cdot \left( \frac{T}{273,15} \right)^{1,75} \quad (4.8)$$

A tortuosidade é um parâmetro específico de cada têxtil, por essa razão, desenvolveu-se um método para o determinar.

A equação de continuidade da água retida na fibra é descrita pela equação 4.9.

$$\rho_w \cdot \frac{\partial \varepsilon_{bw}}{\partial t} = \dot{m}_{GS} \quad (4.9)$$

Para resolver o sistema de equações, que traduz a transferência de calor e massa através de um têxtil, é necessário determinar diversos parâmetros como a espessura do têxtil, a fração de fibra, tortuosidade, assim como os parâmetros que descrevem as taxas de calor e massa transferidas, i. e. o fator de sorção e os coeficientes de transferência de calor e massa. Por essa razão, desenvolveram-se métodos e procedimentos que permitem determinar os referidos parâmetros, considerando para o efeito a presença de água retida nas fibras. Isto é particularmente importante uma vez que a água acumulada nas fibras influencia as características da estrutura têxtil (p. ex. a porosidade e a tortuosidade) e, por essa razão, as taxas de transporte observadas através do têxtil.

### **4.3 ABORDAGENS EXPERIMENTAIS E RESULTADOS**

Neste subcapítulo descrevem-se os procedimentos desenvolvidos para determinar parâmetros necessários na simulação da transferência de calor e massa através de têxteis (subcapítulo 4.3.1). No subcapítulo 4.3.1.1, apresentam-se os procedimentos experimentais desenvolvidos para caracterizar quatro amostras têxteis distintas. No subcapítulo 4.3.1.2, apresentam-se detalhes sobre a aquisição de resultados experimentais utilizados para aferir a precisão das abordagens experimentais e para validar o modelo matemático. As características e os coeficientes de transferência obtidos para cada amostra são apresentados no subcapítulo 4.3.2.

### 4.3.1 METODOLOGIAS E PROCEDIMENTOS

#### 4.3.1.1 CARACTERÍSTICAS DOS TÊXTEIS E COEFICIENTES DE TRANSFERÊNCIA CORRESPONDENTES

A **espessura de um têxtil ( $L$ )** pode ser determinada com um medidor de espessura, aplicando uma pressão constante sobre a amostra [10, 13, 15]. As medições foram conduzidas de acordo com a norma ISO 9073-2: 1995 [23], utilizando um medidor de espessura e aplicando uma pressão de 1,1 kPa sobre as amostras.

A **fração de fibra ( $\varepsilon_{ds}$ )** de um têxtil pode ser considerada constante desde que a espessura do têxtil e o volume das fibras sejam constantes [21]. Por outro lado, as frações de gás ( $\varepsilon_v$ ) e de água retida na fibra ( $\varepsilon_{bw}$ ) são função das condições ambiente a que o têxtil se encontra exposto.

As abordagens usuais para determinar a fração de fibra passam por desprezar a presença de água retida no têxtil [10, 11]. Porém, como um desvio nos valores medidos pode comprometer a precisão dos resultados numéricos, desenvolveu-se um procedimento que permite ter em consideração a presença de água durante o cálculo da fração de fibra.

A quantidade de água retida por massa de têxtil seco (i. e. *regain* de equilíbrio;  $Regain_{eq}$ ) pode ser estimado, através da isotérmica de sorção de água na fibra [20],

$$Regain_{eq} = 0,578 \cdot Regain_{f(\varphi=65\%)} \cdot \varphi \cdot \left[ (0,321 + \varphi)^{-1} + (1,262 - \varphi)^{-1} \right] \quad (4.10)$$

em que  $Regain_{eq}$  é função da humidade relativa nos poros ( $\varphi$ ) e do *regain* de equilíbrio de referência para  $\varphi = 65\%$  ( $Regain_{f(\varphi=65\%)}$ ; [16]), estimado de acordo com a literatura [24]. O *regain* de equilíbrio pode ser relacionado com as frações de água retida ( $\varepsilon_{bw}$ ) e de fibra ( $\varepsilon_{ds}$ ), de acordo com a equação,

$$\varepsilon_{ds} = \frac{\varepsilon_{bw} \cdot \rho_w}{\rho_{ds} \cdot Regain_{eq}} \quad (4.11)$$

em que as massas volúmicas da água ( $\rho_w$ ) e da fibra ( $\rho_{ds}$ ) baseiam-se em valores reportados na literatura [9]. De modo a fechar o problema, é necessário definir mais uma equação para relacionar as várias frações ( $\varepsilon_{bw}$ ,  $\varepsilon_{ds}$  e  $\varepsilon_\gamma$ ) com a massa volúmica efetiva do têxtil ( $\rho_{ef}$ ),

$$\rho_{ef} = \varepsilon_{bw} \cdot \rho_{bw} + \varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds} + \varepsilon_\gamma \cdot \rho_\gamma \quad (4.12)$$

A massa volúmica efetiva do têxtil ( $\rho_{ef}$ ) foi determinada através da pesagem de um volume conhecido de amostra [10–14], após estabilização do seu teor de água (amostras expostas a uma temperatura de 20 °C e 65 % de humidade relativa, por um período de tempo superior a 16 horas). Ao resolver as equações 4.1, 4.10, 4.11 e 4.12, obtêm-se as frações de fibra ( $\varepsilon_{ds}$ ), água retida ( $\varepsilon_{bw}$ ) e gás ( $\varepsilon_\gamma$ ).

A **tortuosidade ( $\tau$ )** é, por definição, diretamente proporcional à resistência evaporativa do têxtil,

$$Ret_{têxtil} = \frac{L}{D_{ef}} = \frac{L}{D_a \cdot \varepsilon_\gamma} \cdot \tau \quad (4.13)$$

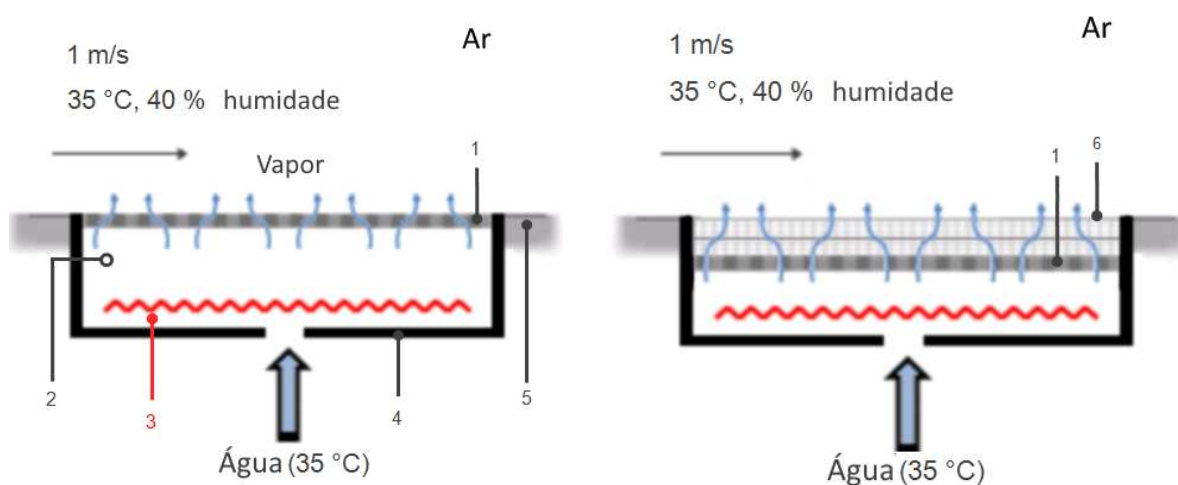
A equação 4.13 pode ser rearranjada obtendo-se,

$$\tau = Ret_{têxtil} \cdot \frac{D_a \cdot \varepsilon_\gamma}{L} \quad (4.14)$$

A espessura ( $L$ ) e a fração de gás ( $\varepsilon_\gamma$ ) apresentadas na equação anterior podem ser determinadas de acordo com os procedimentos descritos anteriormente, enquanto a difusividade do vapor de água no ar ( $D_a$ ) pode ser determinada através da equação 4.8 [16, 22].

A resistência evaporativa do têxtil na equação 4.14 ( $Ret_{têxtil}$ ) pode ser determinada através de uma medição indireta, utilizando para o efeito um equipamento denominado de “*sweating guarded hotplate*”, de acordo com a norma ISO 11092:1993 (E) [25]. Na Figura 4.1 apresenta-se o esquema do equipamento experimental que consiste numa plataforma ajustável (1, Figura 4.1a), delimitada por um anteparo (4, Figura 4.1a; material com uma

condutividade térmica elevada e com controlo de temperatura [25]) e colocada na cavidade de uma mesa de medição (5, Figura 4.1a).



**Figura 4.1 – Esquema do equipamento utilizado para determinar as resistências evaporativas: a) medição da resistência convectiva e b) medição da resistência evaporativa do têxtil [legenda: 1) prato poroso com uma membrana permeável ao vapor de água, 2) sensor de temperatura, 3) elemento de aquecimento, 4) guarda, 5) mesa de medição e 6) amostra têxtil]**

Antes de entrar no equipamento, a água é pré-aquecida até 35 °C. A água fica em contacto com um elemento de aquecimento (3, Figura 4.1a), com um sistema de controlo de temperatura integrado (2, Figura 4.1a), que evapora a água fornecida. O prato tem poros e é coberto por uma membrana permeável ao vapor de água, pelo que, apenas gás passa através do prato.

Durante o teste, as amostras são colocadas sobre o prato (1, Figura 4.1b) cuja posição é ajustada de modo a tornar a superfície superior do têxtil coplanar com a mesa de medição. A superfície da amostra em contacto com o prato é exposta a uma corrente saturada em vapor de água, enquanto a outra superfície é exposta a uma corrente de ar com velocidade constante ( $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ), a 35 °C e humidade relativa de 40 %. Durante o ensaio experimental, a temperatura do prato (35 °C) é monitorizada e mantida constante através do ajuste automático do calor fornecido pelo equipamento. O teste termina quando todas as variáveis monitorizadas atingem o estado-estacionário. Antes e entre cada medição, a temperatura e o teor de água das amostras têxteis são estabilizados numa câmara climática a 35 °C e humidade relativa de 40 %.

No estado-estacionário, a taxa de transporte de vapor de água através do têxtil ( $\dot{m}$ ) é proporcional à diferença entre as concentrações de vapor de água no prato ( $C_{\text{prato}}$ ) e no ambiente ( $C_{\text{amb}}$ ),

$$\dot{m} = \frac{C_{\text{prato}} - C_{\text{amb}}}{Ret_{\text{total}}} \quad (4.15)$$

em que  $Ret_{\text{total}}$  é a resistência evaporativa total, i. e. a soma da resistência evaporativa do têxtil ( $Ret_{\text{têxtil}}$ ) com a resistência evaporativa convectiva ( $Ret_0$ ).

$$Ret_{\text{total}} = Ret_{\text{têxtil}} + Ret_0 \quad (4.16)$$

Os ensaios são realizados em condições isotérmicas (35 °C), pelo que, em estado-estacionário, o fluxo de calor necessário para manter a temperatura do prato constante ( $\dot{q}$ ) é proporcional à taxa de transporte de vapor de água através do têxtil ( $\dot{m}$ ), a qual é igual à taxa de evaporação de água,

$$\dot{q} = \dot{m} \cdot \Delta h_{\text{vap}} \quad (4.17)$$

em que  $\Delta h_{\text{vap}}$  é a entalpia de vaporização. Para determinar a resistência evaporativa total ( $Ret_{\text{total}}$ ) é necessário reescrever a equação 4.17, tendo em consideração a lei dos gases perfeitos e a definição da taxa de transporte de vapor de água (equação 4.15), de acordo com,

$$\dot{q} = \frac{(C_{\text{prato}} - C_{\text{amb}})}{Ret_{\text{total}}} \cdot \Delta h_{\text{vap}} = \frac{1}{Ret_{\text{total}}} \cdot \Delta h_{\text{vap}} \cdot \left[ \frac{M_{\text{H}_2\text{O}}}{R_{\text{universal}} \cdot T} \cdot (p_{\text{v, prato}} - p_{\text{v, amb}}) \right] \quad (4.18)$$

Ao modificar a equação anterior obtém-se,

$$Ret_{\text{total}} = \Delta h_{\text{vap}} \cdot \left[ \frac{M_{\text{H}_2\text{O}}}{R_{\text{universal}} \cdot T} \right] \cdot (p_{\text{v, prato}} - p_{\text{v, amb}}) \cdot \frac{1}{\dot{q}} \quad (4.19)$$

em que  $p_{\text{v,prato}}$  é a pressão parcial de vapor de água na superfície do prato (assumida igual à pressão de saturação),  $p_{\text{v,amb}}$  é a pressão parcial de vapor de água no ambiente de teste (controlada durante o teste),  $T$  é a temperatura ambiente (35 °C),  $R_{\text{universal}}$  é a constante

universal e  $M_{H_2O}$  é a massa molar da água. A resistência evaporativa total é obtida segundo a norma internacional ISO 11092:1993 ( $Ret_{total}^{ISO}$ ; [25]) através da equação,

$$Ret_{total}^{ISO} = \frac{(p_{v, prato} - p_{v, amb})}{\dot{q}} \quad (4.20)$$

Ao substituir o parâmetro  $\dot{q}$  da equação 4.19 na equação 4.20, obtém-se uma expressão que permite calcular a resistência evaporativa total, a partir de valores experimentais ( $Ret_{total}^{ISO}$ ),

$$Ret_{total} = \Delta h_{vap} \cdot \left[ \frac{M_{H_2O}}{R_{universal} \cdot T} \right] \cdot Ret_{total}^{ISO} \quad (4.21)$$

Por fim, para determinar a tortuosidade do têxtil (equação 4.14) é necessário relacionar a resistência evaporativa total ( $Ret_{total}$ ) com a resistência evaporativa do têxtil ( $Ret_{têxtil}$ ). Como demonstrado na equação 4.16, tal requer o cálculo da resistência evaporativa convectiva para o ambiente ( $Ret_0$ ). Para determinar  $Ret_0$ , é necessário repetir a experiência descrita anteriormente [25] retirando a amostra (Figura 4.1b), de modo a determinar, em estado-estacionário, o calor necessário para manter a superfície do prato a uma temperatura constante ( $\dot{q}_0$ ). Tal como foi realizado para a resistência evaporativa total ( $Ret_{total}$ ), foi determinada a resistência evaporativa convectiva ( $Ret_0$ ) a partir de valores experimentais de  $Ret_0^{ISO}$ . Por fim, a tortuosidade foi calculada através das equações 4.14 e 4.16.

As metodologias e procedimentos descritos anteriormente foram utilizados para caracterizar os têxteis. No entanto, as análises numéricas requerem igualmente a definição das condições fronteira do problema, neste caso dos coeficientes convectivos de transferência de calor e de massa.

O **coeficiente convectivo de transferência de massa ( $k_c$ )** pode ser calculado através da equação,

$$k_c = \frac{1}{Ret_0} \quad (4.22)$$

em que  $Ret_0$  é a resistência evaporativa convectiva [25].

O **coeficiente convectivo de transferência de calor ( $h_c$ )** pode ser obtido através da equação de Lewis (equação 4.23) em que, para o caso particular da mistura do vapor de água no ar, o número de Lewis ( $Le$ ) assume o valor de 1 [26].

$$\frac{h_c}{k_c} = \rho_a \cdot C_{p_a} \cdot L_e^{2/3} \quad (4.23)$$

A Tabela 4.1 reúne as várias abordagens e equações utilizadas para obter quer as características ( $L$ ,  $\rho_{ef}$ ,  $\varepsilon_{ds}$  e  $\tau$ ) de quatro amostras têxteis, quer os parâmetros necessários para calcular as correspondentes taxas de transferência de calor e massa ( $k_c$ ,  $h_c$  e  $D_f/d_f^2$ ).

**Tabela 4.1 - Sumário das abordagens e equações que permitem calcular os parâmetros necessários em análises numéricas**

Parâmetro	Símbolo	Abordagem	Equações
Espessura	$L$	[23]	-
Massa volúmica efetiva do têxtil	$\rho_{ef}$	[10-14]	-
Fração volúmica de fibra	$\varepsilon_{ds}$	-	4.10 – 4.12
Tortuosidade	$\tau$	[25]	4.14, 4.16, 4.20
Coeficiente de transferência de massa	$k_c$	[25]	4.22
Coeficiente de transferência de calor	$h_c$	-	4.23
Fator de sorção	$D_f/d_f^2$	[21]	-

#### **4.3.1.2 DADOS EXPERIMENTAIS UTILIZADOS PARA AVALIAR A PRECISÃO DAS ABORDAGENS EXPERIMENTAIS E PARA VALIDAR O MODELO NUMÉRICO**

A temperatura e a humidade relativa no centro das amostras foram monitorizadas durante os ensaios da resistência evaporativa [25], descritos no subcapítulo anterior. Um sensor de temperatura/humidade (com um tempo de resposta de 5 s e uma resolução de 0,1 °C e 0,1 % em relação à temperatura e à humidade relativa, respetivamente) foi colocado entre as duas camadas da amostra, no centro geométrico. Tal permitiu adquirir os perfis de temperatura e humidade durante os testes para posterior comparação com as previsões numéricas do modelo de transferência implementado. Esta comparação é apresentada no subcapítulo 4.4.2. A calibração dos sensores é apresentada no anexo D.1.



### 4.3.2 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Na Tabela 4.2 apresentam-se os parâmetros obtidos para as quatro amostras têxteis avaliadas.

**Tabela 4.2 – Descrição e parâmetros obtidos para as quatro amostras analisadas ( $n = 5$  para  $L$  e  $\rho_{ef}$ ;  $n = 3$  para  $\varepsilon_{ds}$  e  $\tau$ ; intervalo de confiança de 95 %)**

Amostra	Composição	Descrição	$L$ [mm]	$\rho_{ef}$ (20 °C)[kg.m <sup>-3</sup> ]	$\varepsilon_{ds}$ (20 °C) [-]	$\tau$ (35 °C) [-]
I	100 % lã	-	$8,57 \pm 0,18$	$103,6 \pm 2,1$	$0,069 \pm 0,001$	$1,18 \pm 0,09$
II	100 % algodão	-	$0,74 \pm 0,05$	$350,6 \pm 24,4$	$0,211 \pm 0,015$	$2,48 \pm 0,28$
III	100 % algodão	Superfície enrugada	$3,63 \pm 0,15$	$201,1 \pm 8,3$	$0,130 \pm 0,005$	$1,32 \pm 0,08$
IV	Camada 1 – 100 % algodão	Amostra com dois tipos de camadas	$6,00 \pm 0,09$	$165,0 \pm 2,5$	$0,116 \pm 0,002$	$1,24 \pm 0,07$
	Camada 2 – 80 % lã 20 % poliamida					

Das quatro amostras analisadas, três são constituídas por fibras puras (lã ou algodão) enquanto a quarta é uma mistura de materiais. Por essa razão, as propriedades da amostra IV ( $\rho_{ef}$ ,  $\varepsilon_{ds}$  e  $\tau$ ) basearam-se na média ponderada das propriedades dos materiais em maior proporção (lã e algodão). Os vários parâmetros apresentados na Tabela 4.2 são consistentes com resultados reportados por outros autores [9, 18, 27–30].

O valor obtido experimentalmente para o coeficiente de transferência de massa foi  $0,01 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ , assumindo-se que a superfície do têxtil é plana e equivalente à superfície do prato ([25]; Figura 4.1a). O coeficiente de transferência de calor foi calculado através da equação 4.23, com base nos valores experimentais do coeficiente de transferência de massa, tendo-se obtido o valor de  $12,6 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ .

## **4.4 TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA ATRAVÉS DOS TÊXTEIS CARACTERIZADOS**

Os parâmetros obtidos experimentalmente foram utilizados para modelizar a transferência de calor e massa através das amostras têxteis. Após a implementação (subcapítulo 4.4.1), o modelo foi utilizado para simular numericamente as condições dos testes evaporativos [25], de modo a obter as previsões numéricas de humidade e temperatura no centro das amostras. No subcapítulo 4.4.2, as previsões numéricas são diretamente comparadas com os valores experimentais de temperatura e humidade, monitorizados durante os testes evaporativos [25]. Desta forma, avaliou-se a precisão dos procedimentos experimentais e validou-se o modelo de transporte. No subcapítulo 4.4.3, apresenta-se uma análise de sensibilidade para aferir a influência de vários parâmetros sobre o transporte de calor e massa através de têxteis.

### **4.4.1 ABORDAGEM NUMÉRICA, SUPOSIÇÕES E CONDIÇÕES FRONTEIRA**

O sistema de equações que descreve a conservação de energia (equação 4.2), a transferência de massa através do têxtil (equação 4.6) e a acumulação de água na fibra (equação 4.9), foi implementado através de um módulo de PDE (*Partial Differential Equations*), numa plataforma de elementos finitos. O modo de implementação das equações na plataforma é similar ao que foi descrito no subcapítulo 3.6. Neste caso, utilizou-se um esquema de discretização de segunda ordem, um passo de integração de 0,01 s e uma grelha com até 1200 elementos. No modelo unidimensional considera-se que uma superfície é exposta a uma corrente saturada de vapor de água a 35 °C (superfície em contacto com o prato, Figura 4.1b), enquanto a outra superfície encontra-se exposta a um fluxo de ar constante ( $1 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ), a 35 °C e humidade relativa de 40 % (superfície exposta ao ar, Figura 4.1b). Tal implica condições fronteira do tipo Dirichlet para a transferência de calor e massa na superfície do prato (i. e. temperatura e humidade relativa constantes, Tabela 4.3 e Tabela 4.4), e condições fronteira do tipo Newman na superfície exposta ao fluxo de ar (i. e. coeficientes convectivos). Como condições iniciais, assumiu-se que o têxtil se encontrava em equilíbrio com a humidade relativa registada no início da experiência, e com humidade e temperatura uniformes (Tabela 4.3 e Tabela 4.4). A cada passo de

integração, a temperatura ao longo do têxtil é calculada segundo a equação 3.24 enquanto as frações de gás e água retida são avaliadas através das equações 3.42 e 3.45, respetivamente. A taxa de sorção de água na fibra é determinada segundo a equação 4.3. As propriedades das amostras, água e ar utilizadas no modelo numérico são apresentadas nas Tabelas 4.3 e 4.4.

**Tabela 4.3 – Propriedades do ar, água e amostras e condições fronteira definidas nas simulações numéricas**

Amostra	Parâmetro	Unidade	Valor	Fonte
I – IV	$Cp_v$	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$	1862	[24]
	$Cp_w$	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$	4190	[24]
	$Cp_a$	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$	1003	[24]
	$\rho_w$	$kg \cdot m^{-3}$	1000	[24]
	$k_w$	$W \cdot K^{-1} \cdot m^{-1}$	0,60	[24]
	$k_a$	$W \cdot K^{-1} \cdot m^{-1}$	$2,56 \times 10^{-2}$	[24]
	$k_v$	$W \cdot K^{-1} \cdot m^{-1}$	$2,46 \times 10^{-2}$	[24]
	$R_{universal}$	$J \cdot K^{-1} \cdot mol^{-1}$	8,314	[24]
	$M_{H_2O}$	$kg \cdot mol^{-1}$	$18,02 \times 10^{-3}$	[24]
	$M_a$	$kg \cdot mol^{-1}$	$28,97 \times 10^{-3}$	[24]
	$p_{atm}$	Pa	101325	[24]
	$\rho_a (35^\circ C)$	$kg \cdot m^{-3}$	$1161 \times 10^{-3}$	[24]
	$\phi_a$	-	0,40	Experimental
	$\phi_{prato}$	-	1,00	Experimental
	$T_{prato}$	K	308,15	Experimental
I	$k_{l\tilde{a}}$	$W \cdot K^{-1} \cdot m^{-1}$	0,20	[9]
	$Cp_{l\tilde{a}}$	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$	1360	[9]
	$\rho_{l\tilde{a}}$	$kg \cdot m^{-3}$	1300	[9]
	$Regain_f - l\tilde{a}$	-	0,15	[9]
	$D_t / d_t^2 - l\tilde{a}$	$s^{-1}$	$4,88 \times 10^{-4}$	Ajustado
	$L_{l\tilde{a}}$	m	$8,57 \times 10^{-3}$	Experimental
	$\epsilon_{ds} l\tilde{a}$	-	0,069	Eq. 4.10 – 4.12
	$\tau_{l\tilde{a}}$	-	1,18	Eq. 4.14
	$T_0 l\tilde{a}$	K	306,85	Experimental
II e III	$\phi_0 l\tilde{a}$	-	0,35	Experimental
	$k_{algod\tilde{a}o}$	$W \cdot K^{-1} \cdot m^{-1}$	0,16	[9]
	$Cp_{algod\tilde{a}o}$	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$	1210	[9]
	$\rho_{algod\tilde{a}o}$	$kg \cdot m^{-3}$	1550	[9]
II	$Regain_f - algod\tilde{a}o$	-	0,07	[9]
	$D_t / d_t^2 - algod\tilde{a}o$	$s^{-1}$	$1,13 \times 10^{-3}$	Ajustado
	$L_{algod\tilde{a}o}$	m	$0,74 \times 10^{-3}$	Experimental
	$\epsilon_{ds} algod\tilde{a}o$	-	0,211	Eq. 4.10 – 4.12
	$\tau_{algod\tilde{a}o}$	-	2,48	Eq. 4.14
	$T_0 algod\tilde{a}o$	K	304,55	Experimental
	$\phi_0 algod\tilde{a}o$	-	0,30	Experimental

**Tabela 4.4 - (cont.) Propriedades do ar, água e amostras e condições fronteira definidas nas simulações numéricas**

Amostra	Parâmetro	Unidade	Valor	Fonte
III	$D_t/d_t^2$ - algodão	$s^{-1}$	$2,12 \times 10^{-4}$	Ajustado
	$L$ algodão	m	$3,63 \times 10^{-3}$	Experimental
	$\varepsilon_{ds}$ algodão	-	0,130	Eq. 4.10 – 4.12
	$\tau$ algodão	-	1,32	Eq. 4.14
	$T_0$ algodão	K	304,95	Experimental
	$\varphi_0$ algodão	-	0,34	Experimental
IV	$k$ lã+ algodão	$W \cdot K^{-1} \cdot m^{-1}$	0,18	Média ponderada, Ref. [9]
	$C_p$ lã+ algodão	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$	1285	Média ponderada, Ref. [9]
	$\rho$ lã+ algodão	$kg \cdot m^{-3}$	1425	Média ponderada, Ref. [9]
	$Regain_f$ - lã+ algodão	-	0,11	Média ponderada, Ref. [9]
	$D_t/d_t^2$ - lã+ algodão	$s^{-1}$	$9,35 \times 10^{-5}$	Ajustado
	$L$ lã+ algodão	m	$6,00 \times 10^{-3}$	Experimental
	$\varepsilon_{ds}$ lã+ algodão	-	0,116	Eq. 4.10 – 4.12
	$\tau$ lã+ algodão	-	1,24	Eq. 4.14
	$T_0$ lã+ algodão	K	306,75	Experimental
	$\varphi_0$ lã+ algodão	-	0,36	Experimental

#### 4.4.2 VALIDAÇÃO DO MODELO

Na Figura 4.2 apresentam-se os perfis de temperatura e humidade relativa registados ao longo dos ensaios de resistência evaporativa e os obtidos através do modelo numérico, para as quatro amostras têxteis consideradas neste estudo (Tabela 4.2). Para cada amostra, foram realizados três ensaios experimentais, no entanto, um ensaio foi excluído da análise para o caso das amostras I e II. No anexo D.2, apresentam-se os resultados obtidos em cada ensaio e, no anexo D.3, demonstra-se que, para o caso das amostras I e II, o tempo de transporte das amostras, desde a câmara de condicionamento até ao equipamento de teste, fez variar significativamente a temperatura e teor de humidade iniciais das referidas amostras.

Os perfis de temperatura experimental e numérico (Figura 4.2a, c, e e g) exibem um aumento significativo durante os primeiros minutos de teste. Quando a amostra é exposta a uma corrente saturada em vapor de água, parte desse vapor condensa e é sorvido pela fibra. Nesta condensação há libertação de energia e consequente aumento de temperatura. Por essa razão, a amostra mais hidrofílica (amostra I, Figura 4.2a) apresenta o aumento mais acentuado de temperatura, com o valor máximo de 38,7 °C (i. e. 5 °C acima da temperatura inicial).

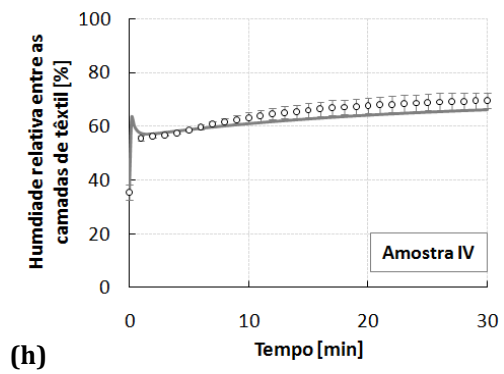
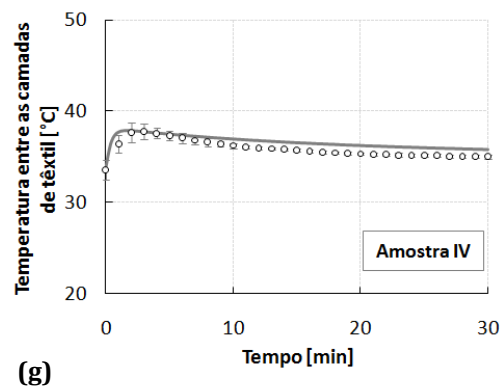
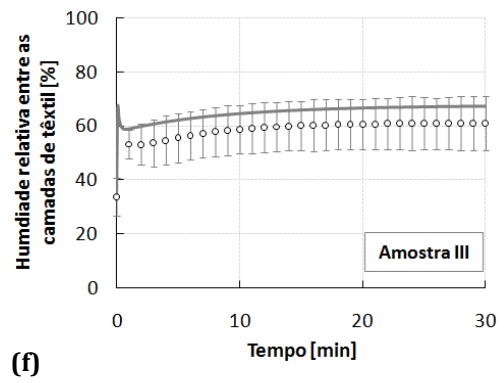
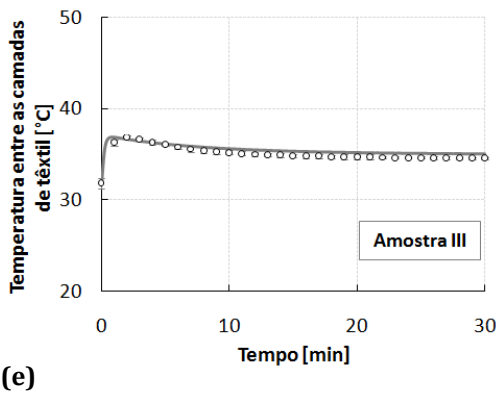
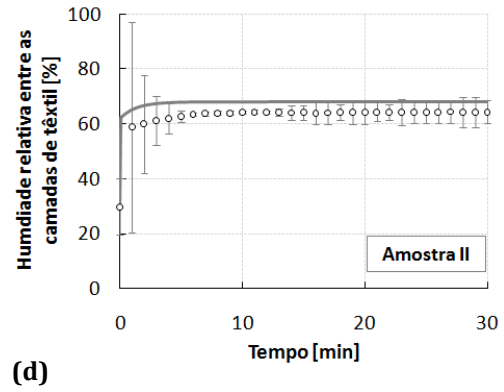
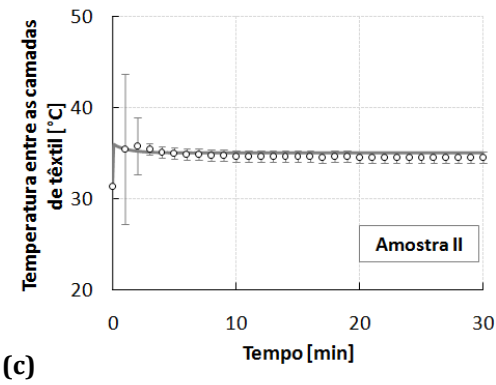
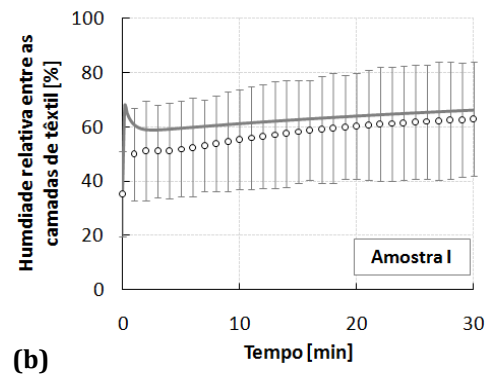
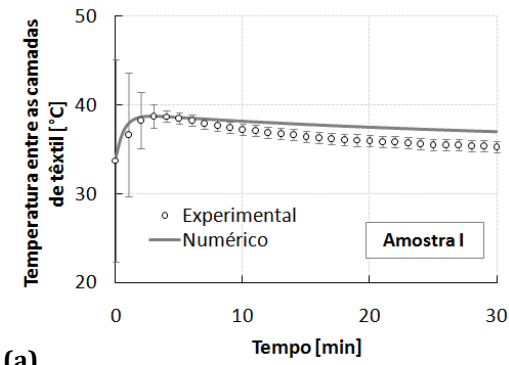


Figura 4.2 - Comparação entre os resultados numéricos e experimentais obtidos para a amostra I (a e b), amostra II (c e d), amostra III (e e f) e amostra IV (g e h; Figura 4.2); temperatura (a, c, e e g) e humidade relativa (b, d, f e h) ao longo do tempo ( $n = 2$  para as amostras I e II;  $n = 3$  para as amostras III e IV; intervalo de confiança de 95 %)

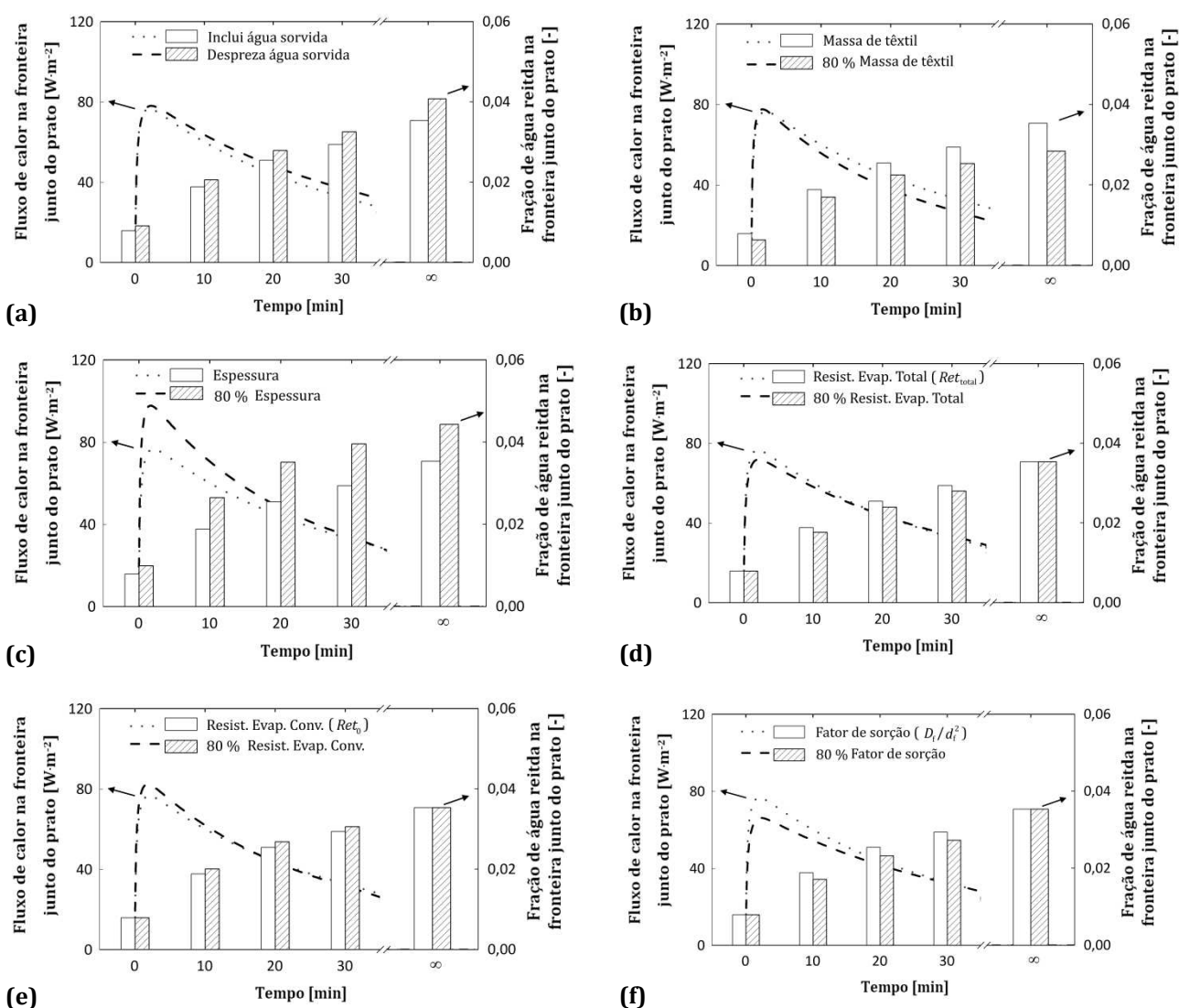
Ao comparar as previsões numéricas com os resultados experimentais verifica-se que o desvio máximo ocorre para a amostra I, no estado-estacionário (Figura 4.2a), e que a temperatura prevista é 2 °C superior à temperatura experimental. Os perfis de temperatura e humidade relativa também são consistentes ao longo do tempo, apesar dos desvios mais acentuados no início dos ensaios, altura em que se esperam maiores variações da pressão parcial do vapor de água e da pressão de saturação. Estes resultados indicam que os métodos, e as abordagens, utilizados para caracterizar os têxteis são representativos e precisos. Os resultados indicam também que o modelo prevê com boa aproximação as variações de temperatura e humidade relativa ao longo do tempo, pelo que, pode ser utilizado para analisar a transferência de calor e massa através de têxteis.

No próximo subcapítulo, utiliza-se o modelo desenvolvido para analisar, de um modo sistemático, o efeito de um desvio nos parâmetros determinados experimentalmente sobre as taxas de transporte de calor e massa através de têxteis.

#### **4.4.3 INFLUÊNCIA DA METODOLOGIA UTILIZADA PARA OBTER OS PARÂMETROS DOS TÊXTEIS E RESPECTIVOS COEFICIENTES CONVECTIVOS**

As análises numéricas permitem estudar diversos problemas relacionados com a acumulação de água dentro do vestuário, p. ex. o desconforto térmico associado à presença de água num vestuário desportivo [5] ou a influência desta no desempenho térmico de fardas de proteção de bombeiros [3]. A informação retirada deste tipo de análises é relevante para identificar as características ótimas do vestuário que, em última análise, determinam o conforto térmico. No entanto, a precisão das previsões numéricas depende da precisão das características/propriedades dos têxteis, utilizados para modelizar os fenómenos de transferência de calor e massa. Por essa razão, realizou-se uma análise de sensibilidade relativamente à influência dos parâmetros determinados experimentalmente e à suposição de não haver água retida na fibra, sobre as previsões numéricas de transporte de calor e massa através de têxteis. Para tal, realizaram-se novas simulações com a amostra mais hidrofílica (amostra I, Tabela 4.2), considerando as abordagens descritas na Tabela 4.1, os parâmetros da Tabela 4.3 e um desvio de 20 % relativamente aos valores experimentais obtidos para cada parâmetro. Os parâmetros em análise são a espessura do têxtil, a massa, a resistência evaporativa total, o coeficiente de transferência e o fator de sorção. Em cada parâmetro impôs-se, de cada vez, um desvio de 20 % em relação ao obtido experimentalmente, mantendo-se os valores dos restantes parâmetros. Além disso, avaliou-se o efeito de desprezar a água retida na fibra durante o cálculo da fração de fibra.

Para interpretar os resultados no contexto do efeito do vestuário sobre o transporte de calor e massa a partir da pele do corpo, analisaram-se os resultados na fronteira do têxtil em contacto com o prato (Figura 4.1b), o qual pode ser visto como representativo da pele do corpo protegida pelo vestuário. Dois parâmetros são relevantes para a perceção de conforto térmico, nomeadamente, a taxa de transporte de calor através da pele e a quantidade de água acumulada junto a esta. Na Figura 4.3 estes parâmetros são representados pelo fluxo de calor e pela fração de água retida na fibra, na fronteira junto ao prato (Figura 4.1b).



**Figura 4.3 – Previsões numéricas de fluxo de calor e fração de água retida na fibra na fronteira junto ao prato, em função do tempo, para os vários parâmetros definidos na Tabela 4.3, considerando os seguintes desvios: a) incluindo/desprezando a água sorvida na fibra, nos cálculos da fração de fibra, b) com/sem subestimação da massa de têxtil, c) com/sem subestimação da espessura do têxtil, d) com/sem subestimação da resistência evaporativa total, e) com/sem subestimação da resistência evaporativa convectiva e f) com/sem subestimação do fator de sorção**

Como se observa na Figura 4.3a, o facto de considerar, ou não, a retenção de água nos cálculos da fração de fibra, influencia claramente os valores obtidos em estado-estacionário. Ao considerar-se a água retida, a fração de fibra obtida é 0,069 enquanto se se desprezar é 0,079. Este valor mais elevado, implica uma fração de gás mais reduzida, o que, por consequência, implica resistências evaporativas mais elevadas. Nesta situação, é necessário mais tempo para que os fluxos de calor e de água fiquem em equilíbrio,



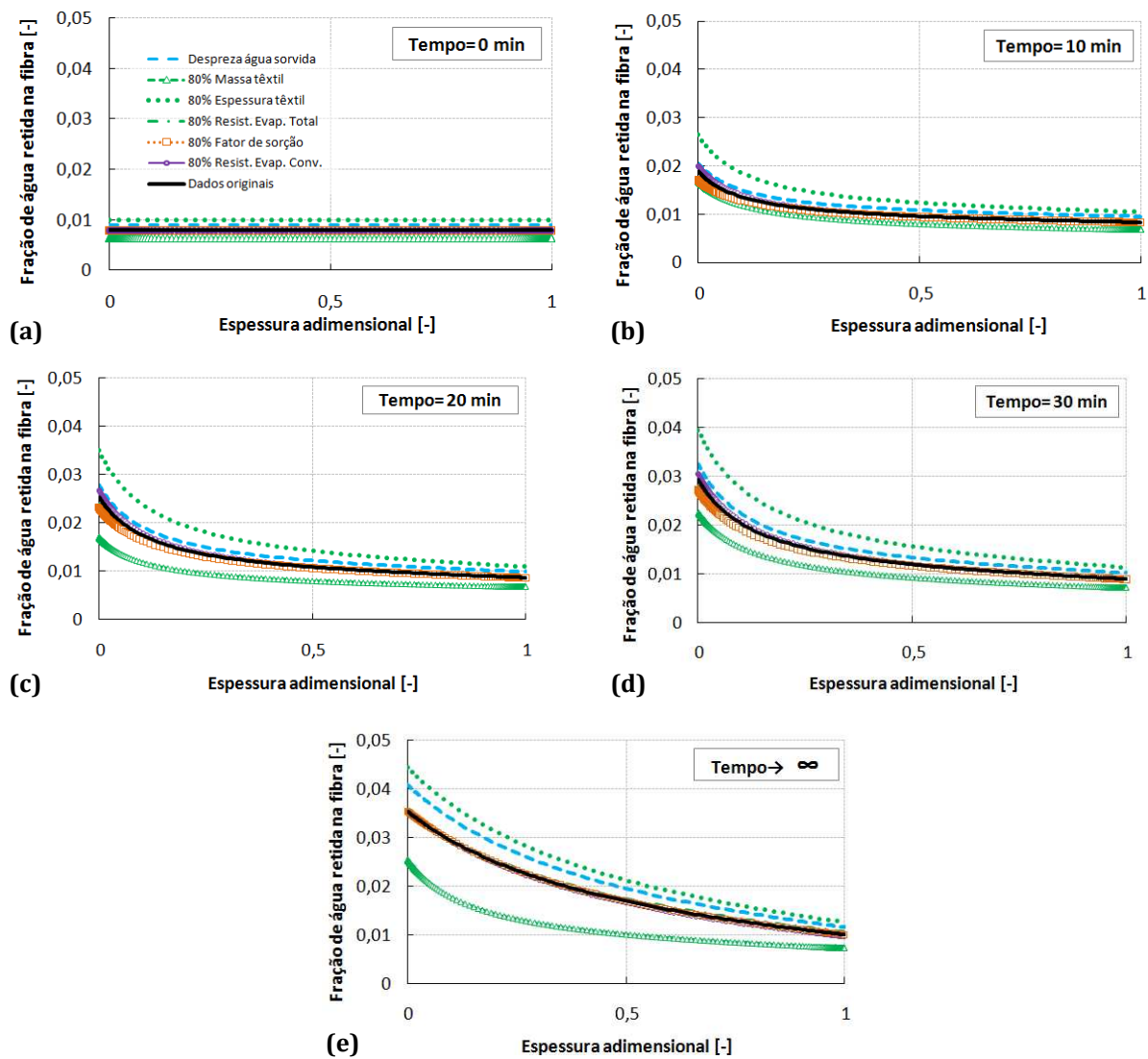
resultando numa diferença de 11 % no fluxo de calor passados 30 minutos e de 14 % na fração de água retida em estado-estacionário (Figura 4.3a).

As previsões de fluxo de calor e de fração de água retida são também influenciadas quando se subestima a massa de têxtil (Figura 4.3b). Na Figura 4.3b, verifica-se que, passados 30 minutos, o desvio é de 19 % e de 14 % para o fluxo de calor e para a fração de água retida, respetivamente. No estado-estacionário, a fração de água retida é subestimada em 20 % (Figura 4.3b).

Na Figura 4.3c verifica-se que um desvio na espessura influencia significativamente o fluxo de calor, junto ao prato, durante o período inicial de teste. Ao fim de 2 minutos, o desvio é de aproximadamente 28 % e ao fim de 10 e 30 minutos, diminui para 17 % e 3 %, respetivamente. Como mostra a Figura 4.3c, em estado-estacionário, a fração de água retida é sobrestimada em 25 %. A subestimação da espessura do têxtil em 20 % conduz a valores de massas volúmicas do têxtil 25 % maiores e, conseqüentemente, a frações de fibra sobrestimadas em 20 % (ver subcapítulo 4.3.1).

Desvios na resistência evaporativa total (Figura 4.3d), na resistência evaporativa convectiva (Figura 4.3e) e no fator de sorção (Figura 4.3f) têm uma influência significativa no fluxo de calor e na fração de água retida junto ao prato durante o período inicial de teste. Porém, tal desvio não afeta as frações volúmicas de têxtil e, por essa razão, a fração de água retida na fibra no estado-estacionário é igual em todos os casos (Figura 4.3d, Figura 4.3e e Figura 4.3f).

Na Figura 4.4 apresenta-se a distribuição de água retida na fibra ao longo da espessura adimensional do têxtil, para diferentes tempos e valores dos parâmetros em análise.



**Figura 4.4 – Fração de água retida na fibra ao longo da espessura adimensional do têxtil, para diferentes tempos e valores dos parâmetros em análise**

Na Figura 4.4, as previsões numéricas da fração de água retida, quando se assume um desvio de 20 % no fator de sorção e nas resistências evaporativas total e convectiva, são similares e apresentam-se praticamente sobrepostas nos vários gráficos apresentados. Quando se despreza a presença de água retida nas fibras e se subestima a espessura e a massa do têxtil ocorrem desvios significativos. Como se observa na Figura 4.4a, se a espessura do têxtil for subestimada, a fração de água retida desvia-se 25 % relativamente ao valor obtido com os parâmetros experimentais, enquanto que, ao desprezar-se a água retida no cálculo da fração de fibra, a fração de água retida desvia-se 15 %. Ao longo do tempo, o desvio resultante de desprezar a água sorvida na fibra vai diminuindo, uma vez que o valor da fração de água retida aumenta, e, consequentemente, o erro relativo

diminui. Porém, no estado-estacionário esse desvio ainda é superior a 10 % (Figura 4.4e). Ao subestimar-se a massa de têxtil, a fração de água retida na fibra também é subestimada, resultando, no início do teste (Figura 4.4a) e no estado-estacionário (Figura 4.4e), um desvio máximo de 20 %. Da Figura 4.4e conclui-se que, no estado-estacionário, a massa do têxtil é o parâmetro que, quando subestimado, resulta em previsões numéricas menos precisas.

Ao desprezar-se a água sorvida nas fibras durante os cálculos das frações de têxtil, e ao subestimar-se a espessura do têxtil, sobrestima-se a quantidade de água no têxtil. Pelo contrário, ao subestimar-se a massa de têxtil, subestima-se a água acumulada nas fibras. Um desvio num destes três parâmetros afeta a distribuição de água retida no têxtil, visto estes parâmetros serem utilizados para determinar a fração de fibra (ver subcapítulo 4.3.1).

## **4.5 PRINCIPAIS CONCLUSÕES**

Para modelizar o transporte de energia e massa através de têxteis é necessário definir diversos parâmetros, como por exemplo, a porosidade e a tortuosidade que definem a estrutura interna dos materiais têxteis, assim como os coeficientes de transferência de calor e massa. Por essa razão, definiram-se metodologias e procedimentos para determinar os parâmetros necessários em estudos numéricos de transferência de calor e massa através de têxteis, com base em equipamentos usualmente disponíveis em laboratórios de têxteis/vestuário. As metodologias e abordagens permitem ter em consideração a presença da água acumulada nas fibras do têxtil, o que faz aumentar a precisão das medições das características dos têxteis e das respectivas propriedades de transporte. Para avaliar as metodologias desenvolvidas, realizaram-se análises numéricas para quatro amostras distintas. Da comparação entre os resultados numéricos e experimentais de temperatura e humidade, observados ao longo do tempo, conclui-se que os métodos e abordagens desenvolvidos são precisos e representativos.

Realizou-se uma análise de sensibilidade para avaliar a influência de diversos parâmetros, assim como da suposição relativamente à retenção da água nas fibras, sobre as previsões numéricas das taxas de transporte de calor e massa através de têxteis. Os resultados obtidos mostram que desvios na massa ou na espessura do têxtil, assim como a contabilização, ou não, da água sorvida nas fibras, têm um efeito significativo sobre o fluxo de calor e sobre a distribuição de água ao longo do tempo. Além disso, desvios nas resistências evaporativas, total e convectiva, e no fator de sorção, influenciam significativamente o transporte de calor através do têxtil no período inicial de teste.

## 4.6 REFERÊNCIAS

- [1] C. V Le, N. G. Ly, R. Postle, "Heat and mass transfer in the condensing flow of steam through an absorbing fibrous medium," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 38, no. 1, 1995, p. 81.
- [2] Y. Li, Z. Qingyong, K. W. Yeung, "Influence of Thickness and Porosity on Coupled Heat and Liquid Moisture Transfer in Porous Textiles," *Textile Research Journal*, vol. 72, no. 5, 2002, pp. 435–446.
- [3] R. L. Barker, G. Song, H. Hamouda, D. B. Thompson, A. V. Kuznetsov, A. S. Deaton, P. Chitrphiromsri, *Modeling of Thermal Protection Outfits for Fire Exposures F01-NS50*, vol. 50, no. November. North Carolina State , 2004.
- [4] J. Fan, X. Cheng, Y.-S. Chen, "An experimental investigation of moisture absorption and condensation in fibrous insulations under low temperature," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 27, no. 6, 2003, pp. 723–729.
- [5] H. Wu, J. Fan, "Study of heat and moisture transfer within multi-layer clothing assemblies consisting of different types of battings," *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 47, no. 5, 2008, pp. 641–647.
- [6] J. Fan, X. Cheng, "Heat and Moisture Transfer with Sorption and Phase Change Through Clothing Assemblies: Part II: Theoretical Modeling, Simulation, and Comparison with Experimental Results," *Textile Research Journal*, vol. 75, no. 3, 2005, pp. 187–196.
- [7] J. Fan, X. Cheng, X. Wen, W. Sun, "An improved model of heat and moisture transfer with phase change and mobile condensates in fibrous insulation and comparison with experimental results," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 47, no. 10–11, 2004, pp. 2343–2352.
- [8] C. Ye, H. Huang, J. Fan, W. Sun, "Numerical Study of Heat and Moisture Transfer in Textile Materials by a Finite Volume Method," *Commun. Comput. Phys.*, vol. 4, no. 4, 2008, pp. 929–948.
- [9] P. Gibson, M. Charmchi, "The Use of Volume-Averaging Techniques to Predict Temperature Transients Due to Water Vapor Sorption in Hygroscopic Porous Polymer Materials," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 64, no. 3, 1997, pp. 493–505.
- [10] I. Salopek Čubrić, Z. Skenderi, a. Mihelić-Bogdanić, M. Andrassy, "Experimental study of thermal resistance of knitted fabrics," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 38, 2012, pp. 223–228.
- [11] C. Brasquet, P. Le Cloirec, "Pressure drop through textile fabrics — experimental data modelling using classical models and neural networks," *Chemical Engineering Science*, vol. 55, no. 15, 2000, pp. 2767–2778.

- [12] J. R. Lawson, T. A. Pinder, *Estimates of thermal conductivity for materials used in fire fighters' protective clothing*. Gaithersburg, Maryland , 2000, p. 4.
- [13] G. Bedek, F. Salaün, Z. Martinkovska, E. Devaux, D. Dupont, "Evaluation of thermal and moisture management properties on knitted fabrics and comparison with a physiological model in warm conditions," *Applied Ergonomics*, vol. 42, no. 6, 2011, pp. 792–800.
- [14] R. M. Laing, S. E. Gore, C. a. Wilson, D. J. Carr, B. E. Niven, "Standard Test Methods Adapted to Better Simulate Fabrics in Use," *Textile Research Journal*, vol. 80, no. 12, 2010, pp. 1138–1150.
- [15] S. Lee, S. K. Obendorf, "Statistical modeling of water vapor transport through woven fabrics," *Textile Research Journal*, vol. 82, no. 3, 2012, pp. 211–219.
- [16] N. Pan, P. Gibson, *Thermal and moisture transport in fibrous materials*, First ed. Wookhead Publishing Limited, 2006, p. 427.
- [17] P. W. Gibson, M. Charmchi, "Modeling Convection/Diffusion Processes in Porous Textiles with Inclusion of Humidity-Dependent Air Permeability," *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, vol. 24, no. 5, 1997, pp. 709–724.
- [18] R. Vallabh, "Modeling tortuosity in fibrous porous media using computational fluid dynamics," Faculty of North Carolina State University, 2009, p. 26.
- [19] R. C. Progelhof, J. L. Throne, R. R. Ruetsch, "Methods for Predicting the Thermal Conductivity of Composite Systems : A Review," *Polymer Engineering and Science*, vol. 16, no. 9, 1976, pp. 615–625.
- [20] W. E. Morton, W. S. Hearle, *Physical properties of textile fibres*, Fourth edi. Woodhead Publishing Limited, 2008, pp. 179, 187, 188.
- [21] P. Gibson, *Multiphase Heat and Mass Transfer through hygroscopic porous media with applications to clothing materials*. Massachusetts , 1996, pp. 36, 106, 141.
- [22] B. E. Poling, J. M. Prausnitz, J. P. O'Connel, *The properties of gases and liquids*, Fifth edit. McGraw Hill, 2001, p. 11.10, 11.13, 11.19.
- [23] "ISO 9073-2: Textiles - Test methods for nonwovens - Part 2: Determination of thickness," 1995.
- [24] M. W. Haynes, D. R. Lide, "Handbook of Chemistry and Physics." [Online]. Disponivel em: <http://www.hbcpnetbase.com/>. [Acedido a: 09-Sep-2012].
- [25] "ISO 11092:1993(E) - Textiles - Physiological effects - Measurement of thermal and water-vapour resistance under steady-state conditions (sweating guarded-hotplate test)," 1993.
- [26] Y. A. Çengel, *Heat and Mass Transfer - A practical approach*, Third edit. 2007, pp. 374, 385, 468, 478, 759.
- [27] Y. Li, Z. X. Luo, "Physical mechanisms of moisture diffusion into hygroscopic fabrics during humidity transients," *J. Text. Inst.*, vol. 91, no. 2, 2000, pp. 302–316.

- [28] K. Prasad, W. Twilley, J. R. Lawson, "NISTIR 6881 - Thermal Performance of Fire Fighters' Protective Clothing. 1- Numerical Study of Transient Heat and Water Vapor Transfer," National Institute of Standards and Technology (Relatório técnico), pp. 1-32, 2002.
- [29] C. Zhang, X. Wang, Y. Lv, J. Ma, J. Huang, "A new method for evaluating heat and water vapor transfer properties of porous polymeric materials," *Polymer Testing*, vol. 29, no. 5, 2010, pp. 553-557.
- [30] C. V Le, N. G. Ly, R. Postle, "Heat and mass transfer in the condensing flow of steam through an absorbing fibrous medium," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 38, no. 1, 1995, pp. 81-89.





## 5. MODELO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA - PRESENÇA DE ÁGUA LÍQUIDA E ESCOAMENTO DE GÁS ATRAVÉS DOS POROS DO TÊXTIL [MODELO SDLVE]

O modelo anteriormente implementado (modelo SD) considera que nos poros do têxtil, a água está na forma de vapor e em equilíbrio com a água sorvida na fibra, não se considerando a presença de água no estado líquido. Por essa razão, o modelo não permite avaliar situações que impliquem, por exemplo, a sudorese de um atleta com nível de atividade elevado. Nesta situação, a água condensa na indumentária, alterando as perdas de calor e influenciando a percepção de conforto do indivíduo. Para além disso, durante a atividade física, o movimento da marcha/corrida intensifica o escoamento de gás através dos poros da roupa. Neste cenário é necessário considerar a existência da fase líquida nos poros do têxtil, assim como o escoamento de gás através da indumentária do utilizador.

### 5.1 EQUILÍBRIO LÍQUIDO-VAPOR DA ÁGUA

Nos capítulos anteriores, considerou-se que o têxtil é constituído por fibra seca, água sorvida na fibra e vapor de água com impurezas inertes presentes nos poros. Como evolução deste modelo considerar-se-á agora a possibilidade do vapor de água poder condensar dentro dos poros, dando origem a mais uma fase, a fase líquida, identificada a azul na Figura 5.1.

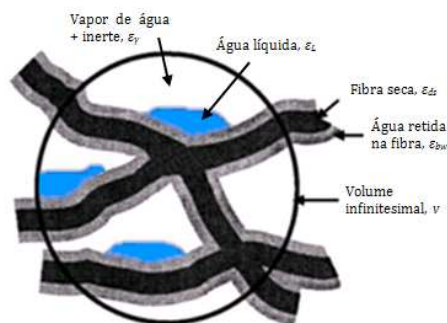


Figura 5.1 - Volume infinitesimal de um têxtil e identificação das quatro fases [1]

Ao realizar um balanço ao têxtil em termos de frações volúmicas obtém-se a seguinte equação:

$$\varepsilon_{ds} + \varepsilon_{bw} + \varepsilon_L + \varepsilon_\gamma = 1 \quad (5.1)$$

em que  $\varepsilon_{ds}$  é a fração volúmica de sólido (têxtil),  $\varepsilon_{bw}$  a fração volúmica de água sorvida na fibra,  $\varepsilon_L$  a fração volúmica de água livre (i. e., não sorvida na fibra) e  $\varepsilon_\gamma$  a fração volúmica de gás (ar com vapor de água e impurezas inertes). A existência de água nos dois estados implica considerar o equilíbrio líquido-vapor de água no modelo. Assim sendo, analisaram-se três abordagens distintas que descrevem este equilíbrio.

#### ABORDAGEM 1

Barker *et al.* [1], baseando-se nos trabalhos de Le *et al.* [2, 3], definem que a taxa de condensação da água ( $\dot{m}_{cond}$ ) é proporcional à diferença entre a concentração de vapor no gás ( $\rho_v$ ) e a concentração de vapor junto da superfície onde ocorre a condensação ( $\rho_{v,sat}$ ),

$$\dot{m}_{cond} = k_c^{cond} \cdot a_s \cdot (\rho_v - \rho_{v,sat}) \quad (5.2)$$

em que  $k_c^{cond}$  é o coeficiente de transferência de massa e  $a_s$  a área específica da superfície das fibras.

Na condensação considera-se que a água muda de estado na superfície da fibra, porém, quando há evaporação da água, a área de transferência de massa é a ocupada pela água líquida ( $a_s^*$ ; anexo E.1),

$$a_s^* = \frac{A_L}{V_T} = a_s \cdot f_A \quad (5.3)$$

em que a fração  $f_A$  corresponde à razão entre a área superficial do têxtil coberta por água líquida ( $A_L$ ) e a área coberta em condições críticas, i.e. a partir das quais a água se torna móvel.

A taxa de evaporação pode ser então calculada por:

$$\dot{m}_{\text{evap}} = k_c^{\text{evap}} \cdot a_s \cdot f_A \cdot (\rho_{v,\text{sat}} - \rho_v) \quad (5.4)$$

em que  $k_c^{\text{evap}}$  é o coeficiente de transferência de massa. Os pressupostos da equação 5.4 são apresentados em anexo (anexo E.1). O coeficiente de transferência de massa na evaporação,  $k_c^{\text{evap}}$ , é considerado, nesta abordagem, igual ao coeficiente na condensação ( $k_c^{\text{cond}} = k_c^{\text{evap}}$ ).

## ABORDAGEM 2

A equação de Hertz-Knudsen [4–7] é também utilizada para traduzir o equilíbrio líquido-vapor da água,

$$\dot{m}_{\text{net}} = k_{\text{knud}} \cdot \sqrt{\frac{M_{\text{H}_2\text{O}}}{2 \cdot \pi \cdot R_{\text{universal}}}} \cdot \left( \frac{p_{\text{sat}}}{\sqrt{T_L}} - \frac{p_v}{\sqrt{T_v}} \right) \quad (5.5)$$

em que  $k_{\text{knud}}$  representa o coeficiente de correção na evaporação ou condensação de Knudsen,  $M_{\text{H}_2\text{O}}$  a massa molar da água,  $R_{\text{universal}}$  a constante universal,  $p_{\text{sat}}$  a pressão de saturação da água,  $p_v$  a pressão parcial de vapor de água e  $T_L$  e  $T_v$  as temperaturas na interface do lado do líquido e do lado do vapor, respetivamente. A temperatura na interface líquido-vapor é contínua e como tal, na equação de Hertz-Knudsen (equação 5.5, citada por Eames et al. [8]), a temperatura  $T_L$  é considerada igual à temperatura  $T_v$ . Assim é possível definir o caudal mássico de água que evapora/condensa ( $\dot{m}_{\text{net}}$ ) em função da humidade relativa ( $\varphi$ ) e da pressão de saturação da água,

$$\dot{m}_{\text{net}} = k_{\text{knud}} \cdot \sqrt{\frac{M_{\text{H}_2\text{O}}}{2 \cdot \pi \cdot R_{\text{universal}}}} \cdot T_v \cdot p_{\text{sat}} \cdot (1 - \varphi) \quad (5.6)$$

A temperatura na interface é difícil de determinar experimentalmente e como tal, os autores optaram por estimar a temperatura da interface por extrapolação da temperatura de uma das fases da água: vapor ou líquida [9]. O coeficiente de evaporação ou condensação de Knudsen ( $k_{\text{knud}}$ ) é outro parâmetro que tem recebido bastante atenção

uma vez que é, igualmente, difícil de determinar experimentalmente com precisão [8]. Este coeficiente de correção traduz a razão entre a taxa de evaporação experimental e a taxa de evaporação teórica. Assume-se que o coeficiente de correção de Knudsen traduz também a razão entre a taxa de condensação experimental e a taxa de condensação teórica [4–7]. Nesta abordagem, considera-se que o coeficiente de evaporação é igual ao coeficiente de condensação [4–7], apesar de existirem outras em que se distinguem ambos os coeficientes [9]. Ao analisar os coeficientes de evaporação de Knudsen obtidos por diferentes autores [8] verifica-se que estes variam entre 0,01 e 1. Eames *et al.* [8] referem que tais desvios se devem, possivelmente, a diferenças entre os equipamentos utilizados nas experiências e aos tipos de teste realizados.

### ABORDAGEM 3

Outros modelos baseiam-se no facto de a condensação da água ocorrer quando a temperatura do vapor é menor que a temperatura de saturação da água e a evaporação ocorrer quando a temperatura do líquido é superior à temperatura de saturação. Com base nestas restrições de temperatura, Lee [10] determinou a taxa de condensação de água ( $\dot{m}_{\text{cond}}$ ; equação 5.7) através de:

$$\begin{aligned} \dot{m}_{\text{cond}} &= s_L \cdot \varepsilon_v \cdot \rho_v \cdot \frac{(T_{\text{sat}} - T_v)}{T_{\text{sat}}} & , \text{para } T_v \leq T_{\text{sat}} \\ \dot{m}_{\text{cond}} &= 0 & , \text{para } T_v > T_{\text{sat}} \end{aligned} \quad (5.7)$$

e a taxa de evaporação de água ( $\dot{m}_{\text{evap}}$ ; equação 5.8) através de:

$$\begin{aligned} \dot{m}_{\text{evap}} &= s_v \cdot \varepsilon_L \cdot \rho_L \cdot \frac{(T_L - T_{\text{sat}})}{T_{\text{sat}}} & , \text{para } T_L \geq T_{\text{sat}} \\ \dot{m}_{\text{evap}} &= 0 & , \text{para } T_L < T_{\text{sat}} \end{aligned} \quad (5.8)$$

Nas equações anteriores,  $s_v$  e  $s_L$  são os parâmetros de relaxamento do tempo de evaporação e condensação, respetivamente, com unidades de  $s^{-1}$ .

Como foi referido, a temperatura na interface líquido-vapor é contínua, pelo que, nas equações de Lee (equações 5.7 e 5.8), a temperatura na interface do lado do líquido ( $T_L$ ) é igual à temperatura na interface do lado do vapor ( $T_v$ ). A abordagem comum para determinar os parâmetros de evaporação e condensação das equações 5.7 e 5.8 passa por considerar que  $s_v$  e  $s_L$  são iguais. O seu valor pode ser estimado com base em algumas suposições (p. ex. interface líquido-vapor plana [11]), no entanto é usual considerar-se que o seu valor é 0,1 [10, 12].

Ao comparar as três abordagens, verifica-se que em todas é necessário estimar alguns parâmetros. No caso do modelo de Barker *et al.* [1] (equação 5.2 e 5.4 ) é necessário conhecer o coeficiente de transferência de massa na condensação/evaporação ( $k_c^{\text{cond}} = k_c^{\text{evap}}$ ), a área superficial da fibra por unidade de volume de têxtil ( $a_s$ ) e a fração de água líquida crítica a partir da qual a água líquida se torna móvel ( $\varepsilon_L^{\text{cri}}$ ). No modelo de Hertz-Knudsen (equação 5.5), é necessário estimar o coeficiente na evaporação ou condensação de Knudsen ( $k_{\text{knud}}$ ), havendo uma variação significativa entre os valores reportados na literatura [8]. No modelo de Lee [10], a taxa de evaporação ou condensação de água é função da temperatura a que se encontra a interface, havendo a necessidade de estimar os parâmetros de relaxamento do tempo de evaporação. De entre as abordagens analisadas, a de Barker *et al.* [1] foi aplicada ao caso específico dos têxteis [2, 3], tendo-se diferenciado a taxa de evaporação da de condensação da água. Por essa razão, optou-se por utilizar o modelo de Barker *et al.* [1] para descrever o equilíbrio líquido-vapor que ocorre dentro de um têxtil.

## 5.2 ESCOAMENTO DE GÁS ATRAVÉS DE UM TÊXTIL

Em situações de uso, uma peça de vestuário é sujeita a repetidos movimentos e a diversas condições ambientais. Por essa razão, com as constantes oscilações de pressão, o gás (ar com vapor de água e impurezas inertes) escoar através da indumentária. De notar que o escoamento de gás não só afeta a transferência de calor através do têxtil como também influencia a concentração de água retida na fibra e a quantidade de ar presente nos poros do têxtil. Gibson e Charmchi [13] demonstraram que têxteis hidrofílicos apresentam resistências ao escoamento superiores às de têxteis hidrofóbicos, quando expostos às mesmas condições. O autor utilizou a lei de Darcy [13] para modelizar a velocidade de escoamento do gás ( $v_g$ ) através da estrutura do têxtil,

$$v_{\gamma} = -\frac{k_D}{\mu} \cdot \frac{\partial p_{\gamma}}{\partial x} \quad (5.9)$$

em que o índice  $\gamma$  indica a fase gasosa,  $\partial p_{\gamma}/\partial x$  a variação de pressão do gás ao longo de  $x$  (escoamento unidirecional),  $k_D$  a permeabilidade do meio poroso e  $\mu$  a viscosidade do fluido.

De referir que, para números de Reynolds superiores a 10, os efeitos de inércia tornam-se significativos e a dependência entre a queda de pressão e a velocidade torna-se não-linear [14]. No entanto, para que o número de Reynolds (calculado com base no diâmetro das fibras) seja superior a 10 é necessário que a velocidade de escoamento no interior dos têxteis seja superior a  $10 \text{ ms}^{-1}$  (valor calculado com base nos diâmetros apresentados por Barker *et al.* [1] e Gibson [15] para ar a 300 K [16]), o que, por ser um valor muito elevado, é improvável que aconteça. Tal facto garante a aplicabilidade da lei de Darcy para modelizar o escoamento laminar através dos poros dos têxteis [1, 2, 4, 15, 17].

A permeabilidade é claramente dependente da estrutura do meio poroso; quão mais denso for o material/têxtil mais difícil é o transporte do gás através do meio, ou seja, maior será a resistência ao escoamento. Sobera [18] apresentou algumas expressões que permitem determinar a permeabilidade de um meio poroso (constituído por cilindros) em função da meia distância entre os cilindros ( $\delta$ ) e da fração de área aberta, i.e. a razão entre a área de escoamento e a área total do meio no plano normal ao escoamento,  $\theta$ :

$$k_D = \text{const} \cdot \delta^2 \cdot \theta \quad (5.10)$$

Esta equação permite determinar a permeabilidade de um meio constituído por geometrias cilíndricas, enquanto a equação de Kozeny (equação 5.11, citada por [2, 19]) aplica-se a meios porosos genéricos.

$$k_D = \text{const} \cdot \frac{(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 \cdot d^2} \quad (5.11)$$

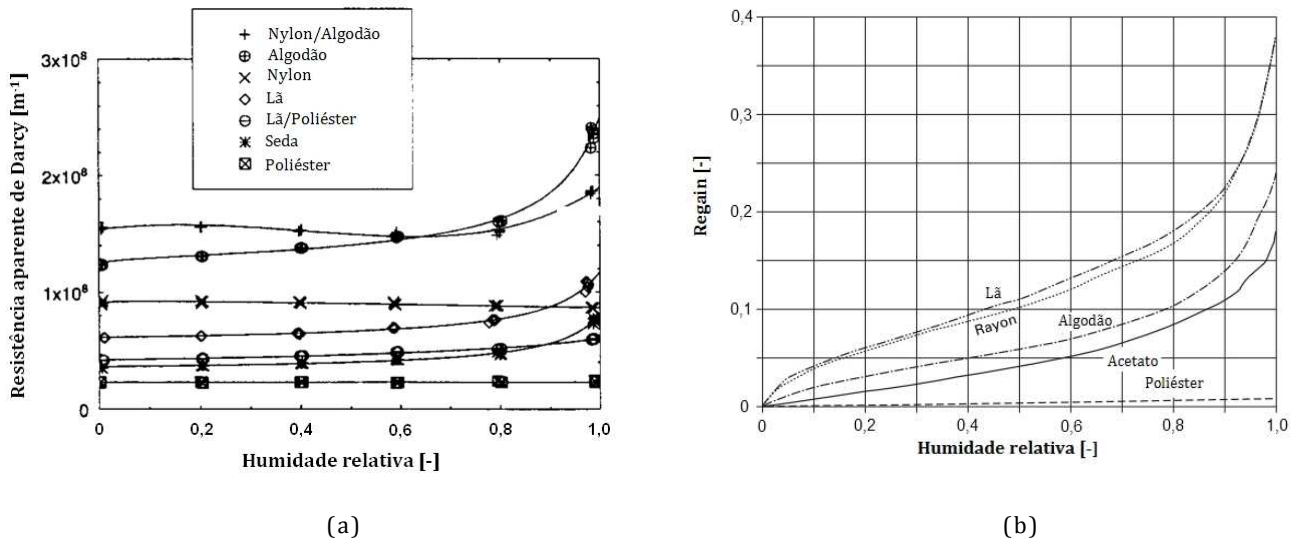
Na equação 5.11,  $\varepsilon$  é a porosidade do meio e  $d$  o diâmetro médio dos poros, o qual não é fácil de determinar experimentalmente.

Existem outras abordagens que visam prever a permeabilidade de um meio poroso em função do diâmetro da fibra. Jaganathan *et al.* [20] apresentou uma dessas abordagens,

em que se simula em 3D o escoamento através de um material poroso, sendo depois o resultado comparado com algumas equações teóricas da permeabilidade em função do diâmetro da fibra e da porosidade do meio. No entanto, caso não se conheça o diâmetro da fibra, tal abordagem implica uma estimativa para esse parâmetro. Gibson e Charmchi [13] apresentam uma abordagem diferente, que permite determinar a permeabilidade de Darcy ( $k_D$ ) em função da espessura do têxtil ( $L$ ) e da resistência aparente ao escoamento ( $R_D$ ),

$$k_D = \frac{L}{R_D} \quad (5.12)$$

Gibson e Charmchi [13] determinaram a resistência aparente ( $R_D$ ) de vários tipos de têxteis, tendo verificado que a forma da curva da resistência aparente em função da humidade relativa do meio (Figura 5.2a) é idêntica à forma da isotérmica do *regain* (i.e da razão entre a massa de água sorvida na fibra e a massa de fibra) em função da humidade relativa do meio (valores típicos apresentados na Figura 5.2b). Por exemplo, ao analisar a resistência aparente do algodão em função da humidade (Figura 5.2a) verifica-se que a resistência aumenta linearmente até à humidade relativa de 80 %, começando a variar exponencialmente para humidades superiores. O mesmo comportamento se verifica para a isotérmica de sorção do algodão (Figura 5.2b).



**Figura 5.2 – Comparação entre as curvas de: a) resistência aparente ao escoamento de Darcy [13] e b) regain de têxteis típicos [21], em função da humidade relativa**

Tendo em conta que nem sempre existe informação sobre a resistência aparente do têxtil em função da humidade relativa, será prudente utilizar uma abordagem que

relacione a resistência aparente com o *regain* da fibra. Dadas as semelhanças entre as curvas da Figura 5.2, Gibson e Charmchi [13] relacionaram a resistência aparente do têxtil ( $R_D$ ) com a fração de água retida na fibra [13] através de uma equação de interpolação:

$$R_D(\varphi) = R_D(\varphi = 0\%) + \left( \frac{\varepsilon_{bw}(\varphi)}{\varepsilon_{bw}(\varphi = 100\%)} \right) \cdot [R_D(\varphi = 100\%) - R_D(\varphi = 0\%)] \quad (5.13)$$

em que  $\varphi$  é a humidade relativa e  $\varepsilon_{bw}$  a fração de água retida na fibra. Assim, para determinar a resistência aparente do têxtil, exposto a uma dada humidade relativa, é necessário apenas definir duas resistências aparentes obtidas para humidade 0 e 100% [i.e.  $R_D(\varphi = 100\%)$  e  $R_D(\varphi = 0\%)$ ] e a isotérmica de sorção do têxtil.

As equações 5.9 e 5.12 foram utilizadas para descrever o escoamento do gás através de têxteis.

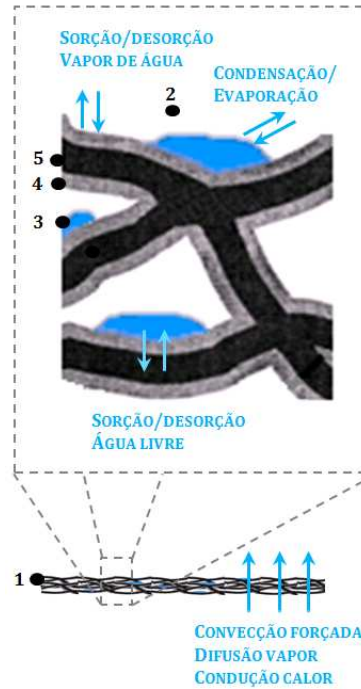
### 5.3 MODELO MATEMÁTICO

Na Figura 5.1 apresentou-se a estrutura de um têxtil genérico, constituído por fibra seca, água sorvida na fibra, ar com vapor de água e impurezas inertes e água líquida, os dois últimos presentes nos poros do têxtil. Na formulação do modelo matemático considerou-se que:

- O têxtil é considerado um material com 4 fases (não se tem em consideração a estrutura complexa do material);
- A água líquida presente nos poros encontra-se imóvel na superfície das fibras sendo exclusivamente sorvida (ou seja, não há escoamento de líquido);
- A água sorvida/desorvida na fibra difunde através da fibra;
- A difusão de água na fibra é instantânea e dá-se à taxa inicial;
- A sorção de água na fibra proveniente do vapor de água dá-se exclusivamente em zonas da fibra que não estão em contacto com a água livre;
- A água sorvida na fibra fica instantaneamente em equilíbrio com o vapor de água presente nos poros do têxtil;
- A transferência de calor por radiação é desprezável;
- O escoamento de gás através dos poros do têxtil é unidirecional.



O modelo implementado baseia-se no trabalho apresentado por Le *et al.* [2, 3], Barker *et al.* [1] e Gibson [15] e os principais fenómenos considerados estão representados na Figura 5.3.



**Figura 5.3 – Mecanismos de transferência (identificados a azul) que ocorrem no têxtil [legenda: 1- têxtil, 2 - ar + vapor de água + inertes, 3 - água livre, 4 - água retida na fibra e 5 - fibra]**

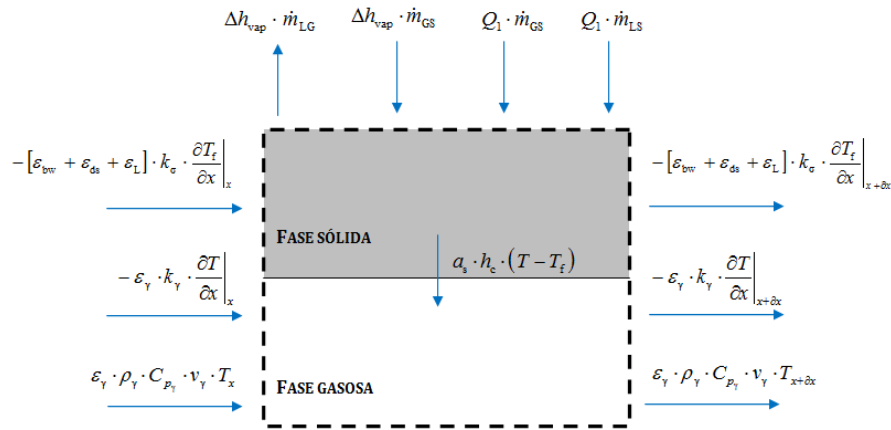
No têxtil existem então quatro fases a ocupar uma dada fração de volume: uma fração de fibra ( $\varepsilon_{ds}$ ; considerada constante [1]), uma de água sorvida na fibra ( $\varepsilon_{bw}$ ), outra de água líquida ( $\varepsilon_L$ ) e finalmente outra de gás (ar + vapor de água + inertes;  $\varepsilon_\gamma$ ). Estas frações são relacionadas por:

$$\varepsilon_{ds} + \varepsilon_{bw} + \varepsilon_L + \varepsilon_\gamma = 1 \quad (5.14)$$

No modelo SD (capítulo 3), considerou-se que, no volume de controlo (Figura 5.4), todas as fases do têxtil (i. e. sólida e gasosa) encontram-se à mesma temperatura. O novo modelo diferencia a temperatura da fase gasosa da da fase sólida, permitindo assim modelizar as temperaturas a que se encontram o vapor de água (fase gasosa) e a água líquida, livre nos poros do têxtil e retida na fibra (fase sólida). Assim sendo, realizaram-se dois balanços energéticos, um à fase gasosa (equação 5.15) e outro à fase sólida (equação 5.16).

$$\varepsilon_\gamma \cdot \rho_\gamma \cdot C_{p_\gamma} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -\varepsilon_\gamma \cdot k_\gamma \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \varepsilon_\gamma \cdot \rho_\gamma \cdot C_{p_\gamma} \cdot v_\gamma \cdot \frac{\partial T}{\partial x} + a_s \cdot h_c \cdot (T - T_f) = 0 \quad (5.15)$$

$$\begin{aligned} & \left( \varepsilon_{bw} \cdot \rho_w \cdot C_{p_w} + \varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds} \cdot C_{p_{ds}} + \varepsilon_L \cdot \rho_w \cdot C_{p_w} \right) \cdot \frac{\partial T_f}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -[\varepsilon_{bw} + \varepsilon_{ds} + \varepsilon_L] \cdot k_\sigma \cdot \frac{\partial T_f}{\partial x} \right) + \\ & + \Delta h_{vap} \cdot (\dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS}) - Q_1 \cdot (\dot{m}_{GS} + \dot{m}_{LS}) - a_s \cdot h_c \cdot (T - T_f) = 0 \end{aligned} \quad (5.16)$$



**Figura 5.4 - Volume de controle do têxtil constituído pela fase sólida (água livre + água retida na fibra + fibra) e gasosa (vapor de água + gás + inertes); balanços energéticos a ambas as fases**

No balanço energético à fase gasosa (equação 5.15) considera-se a acumulação e a condução de energia através da espessura do têxtil (primeiro e segundo termo, respetivamente), o transporte de energia por escoamento do gás através dos poros do têxtil (terceiro termo) e as trocas de energia por convecção entre o gás e a superfície das fibras (quarto termo). No balanço que traduz o transporte de energia na fase sólida (equação 5.16), além da acumulação, condução e trocas de energia calorífica entre as fases (primeiro, segundo e quinto termo, respetivamente), considera-se a energia associada à mudança de fase da água (terceiro termo), assim como a energia associada à sorção da água na fibra (quarto termo).

Quando se comparam estes balanços térmicos com o balanço utilizado no modelo SD (capítulo 3, equação 3.24), verifica-se que se adicionou a energia associada à mudança de fase da água livre nos poros do têxtil ( $\Delta h_{vap} \cdot \dot{m}_{LG}$ ; equação 5.16), a energia associada à sorção de água líquida na fibra ( $Q_1 \cdot \dot{m}_{LS}$ ; equação 5.16) e a energia associada ao transporte de gás através dos poros do têxtil (terceiro termo; equação 5.15).

Ao considerar mais um constituinte do têxtil (i.e. água livre), foi necessário reescrever a equação da condutividade da fase sólida ( $k_\sigma$ ; utilizada na equação 5.16), de modo a incluir a influência das propriedades da água livre,

$$k_\sigma = \frac{k_w \cdot \rho_w \cdot (\varepsilon_{bw} + \varepsilon_L) + k_{ds} \cdot \rho_{ds} \cdot \varepsilon_{ds}}{\rho_w \cdot (\varepsilon_{bw} + \varepsilon_L) + \rho_{ds} \cdot \varepsilon_{ds}} \quad (5.17)$$

em que  $k_w$  é a condutividade,  $\rho_w$  é a massa volúmica e  $\varepsilon_L$  é a fração da água livre.

As equações 5.18 – 5.23 apresentam a forma de calcular a condutividade da fase gasosa ( $k_\gamma$ ), o calor específico a pressão constante da fase gasosa ( $Cp_\gamma$ ), a pressão parcial do ar ( $p_a$ ), a pressão parcial do vapor de água ( $p_v$ ), a massa volúmica do ar ( $\rho_a$ ) e a massa volúmica de gás ( $\rho_\gamma$ ).

$$k_\gamma = \frac{k_v \cdot \rho_v + k_a \cdot \rho_a}{\rho_v + \rho_a} \quad (5.18)$$

$$Cp_\gamma = \frac{Cp_a \cdot \rho_a + Cp_v \cdot \rho_v}{\rho_\gamma} \quad (5.19)$$

$$p_a = p_\gamma - p_v \quad (5.20)$$

$$p_v = \frac{\rho_v \cdot R \cdot T}{M_{H_2O}} \quad (5.21)$$

$$\rho_a = \frac{p_a \cdot M_{ar}}{R \cdot T} \quad (5.22)$$

$$\rho_\gamma = \rho_a + \rho_v \Rightarrow \rho_\gamma = \rho_v \cdot \left( 1 - \frac{M_{ar}}{M_{H_2O}} \right) + p_\gamma \cdot \frac{M_{ar}}{R \cdot T} \quad (5.23)$$

As expressões utilizadas para descrever a entalpia de sorção/desorção da água da fibra ( $Q_1$ ; equação 5.24), em função da humidade ( $\varphi$ ; equação 5.25) e a entalpia de vaporização ( $\Delta h_{vap}$ ; equação 5.27) são iguais às utilizadas no capítulo 3.

$$Q_1 [J \cdot kg^{-1}] = 1,95 \times 10^5 \cdot (1 - \varphi) \cdot \left[ (0,2 + \varphi)^{-1} + (1,05 - \varphi)^{-1} \right] \quad (5.24)$$

$$\varphi = \frac{p_v}{p_{sat}} \quad (5.25)$$

$$p_{\text{sat}} [\text{Pa}] = 614,3 \cdot \exp \left( 17,06 \cdot \left[ \frac{T - 273,15}{T - 40,25} \right] \right) \quad (5.26)$$

$$\Delta h_{\text{vap}} [\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}] = 2,792 \cdot 10^6 - 160 \cdot T - 3,43 \cdot T^2 \quad (5.27)$$

A taxa de sorção de água proveniente do vapor ( $\dot{m}_{\text{GS}}$ ; equação 5.28) é proporcional à diferença entre o *regain* de equilíbrio ( $\text{Regain}_{\text{eq}}$ ) e o *regain* instantâneo da fibra ( $\text{Regain}_t$ ).

$$\dot{m}_{\text{GS}} = \frac{16 \cdot D_f \cdot \varepsilon_{\text{ds}} \cdot \rho_{\text{ds}}}{d_f^2} \cdot [\text{Regain}_{\text{eq}} - \text{Regain}_t] \quad (5.28)$$

em que  $\text{Regain}_t$  e  $\text{Regain}_{\text{eq}}$  são calculados através de

$$\text{Regain}_t = \frac{\varepsilon_{\text{bw}} \cdot \rho_w}{\varepsilon_{\text{ds}} \cdot \rho_{\text{ds}}} \quad (5.29)$$

$$\text{Regain}_{\text{eq}} = \frac{\varepsilon_{\text{bw}}|_{\text{eq}} \cdot \rho_w}{\varepsilon_{\text{ds}} \cdot \rho_{\text{ds}}} = 0,578 \cdot \text{Regain}_{f(\varphi=65\%)} \cdot \varphi \cdot \left[ (0,321 + \varphi)^{-1} + (1,262 - \varphi)^{-1} \right] \quad (5.30)$$

Na equação 5.28 considera-se que a difusão na fibra é instantânea e à taxa inicial (ver subcapítulo 3.4).

Dentro dos poros do têxtil, a água pode existir nos dois estados, líquido e vapor. Dependendo da temperatura a que o meio se encontra, o vapor de água condensa ou a água líquida evapora. Assim sendo, a taxa de evaporação ou condensação da água ( $\dot{m}_{\text{LG}}$ ; equação 5.16) é traduzida pela equação 5.31, quando a temperatura for menor que a de saturação da água (ocorrendo condensação), ou pela equação 5.32, quando a temperatura for maior que a de saturação da água (ocorrendo evaporação).

$$\dot{m}_{\text{LG}} = k_c^{\text{cond}} \cdot a_s \cdot (\rho_v - \rho_{v,\text{sat}}) \quad , \text{ para } T < T_{\text{sat}} \text{ e } \rho_v > \rho_{v,\text{sat}} \quad (5.31)$$

$$\dot{m}_{\text{LG}} = k_c^{\text{evap}} \cdot a_s \cdot (\rho_{v,\text{sat}} - \rho_v) \cdot f_A \quad , \text{ para } T \geq T_{\text{sat}} \text{ e } \rho_v \leq \rho_{v,\text{sat}} \quad (5.32)$$

Quando ocorre condensação (equação 5.31), o vapor de água condensa por toda a superfície da fibra, o que não acontece quando há evaporação da água (equação 5.32). Neste último cenário, apenas uma porção da superfície da fibra se encontra coberta por

água líquida, podendo esta porção ser determinada através da fração  $f_A$ . No anexo E.1 apresentam-se as várias hipóteses que suportam as equações 5.31 e 5.32.

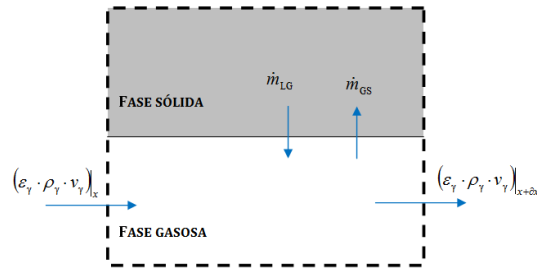
Ao volume de controlo do têxtil aplicou-se a equação de continuidade ao gás (Figura 5.5),

$$\frac{\partial(\rho_\gamma \cdot \varepsilon_\gamma)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_\gamma \cdot \varepsilon_\gamma \cdot v_\gamma)}{\partial x} = \dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS} \quad (5.33)$$

na qual a velocidade de escoamento do gás ( $v_\gamma$ ) é traduzida pela lei de Darcy,

$$v_\gamma = -\frac{k_D}{\mu} \cdot \frac{\partial p_\gamma}{\partial x} \quad (5.34)$$

em que  $\partial p_\gamma / \partial x$  é a variação de pressão do gás ao longo de  $x$ ,  $k_D$  a permeabilidade do meio poroso e  $\mu$  a viscosidade do fluido.



**Figura 5.5 - Balanço ao gás no volume de controlo**

No Anexo F apresentam-se alguns erros numéricos que poderão surgir caso se utilize a equação 5.34 em situações em que a velocidade de escoamento é muito baixa e a grelha numérica bastante refinada. Nas zonas da grelha mais refinadas, o espaçamento entre elementos, distância segundo  $x$ , é muito pequeno e a variação de pressão é algumas ordens de grandeza superior, o que leva, na simulação, a valores errados do gradiente de pressão.

Para evitar tais erros fez-se uma mudança de variável, substituindo a variável pressão de gás ( $p_\gamma$ ) por uma variável  $10^{24}$  vezes mais pequena ( $p_\gamma^*$ ). Mais detalhes sobre esta mudança de variável são apresentados no anexo F. Ao considerar a mudança de variável referida e ao conjugar as equações 5.33 e 5.34 obtém-se:

$$\frac{\partial(\rho_\gamma \cdot \varepsilon_\gamma)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( \varepsilon_\gamma \cdot \rho_\gamma \cdot \left\{ -\frac{k_D}{\mu} \cdot P_{atm}^4 \cdot \frac{\partial p_\gamma^*}{\partial x} \right\} \right) = \dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS} \quad (5.35)$$

A permeabilidade de Darcy (equação 5.36) é determinada em função da espessura do têxtil ( $L$ ) e da resistência aparente ao escoamento de Darcy ( $R_D$ ; equação 5.37),

$$k_D = \frac{L}{R_D} \quad (5.36)$$

$$R_D(\varphi) = R_D(\varphi = 0\%) + \left( \frac{\varepsilon_{bw}(\varphi)}{\varepsilon_{bw}(\varphi = 100\%)} \right) \cdot [R_D(\varphi = 100\%) - R_D(\varphi = 0\%)] \quad (5.37)$$

Ao realizar um balanço de massa ao vapor de água presente nos poros do têxtil (Figura 5.6) obtém-se:

$$\frac{\partial(\varepsilon_\gamma \cdot \rho_v)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -D_{ef} \frac{\partial \rho_v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} (\varepsilon_\gamma \cdot \rho_v \cdot v_\gamma) = \dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS} \quad (5.38)$$

em que o primeiro termo corresponde à acumulação de vapor nos poros do têxtil, o segundo à difusão, o terceiro ao transporte de gás, o quarto à mudança de fase da água e o último à sorção de água na fibra proveniente do vapor. A difusividade efetiva do vapor de água através do têxtil ( $D_{ef}$ ; equação 3.43) é função da fração de gás ( $\varepsilon_\gamma$ ), da difusividade do vapor de água no ar ( $D_a$ ; equação 3.15) e da tortuosidade do têxtil ( $\tau$ ).

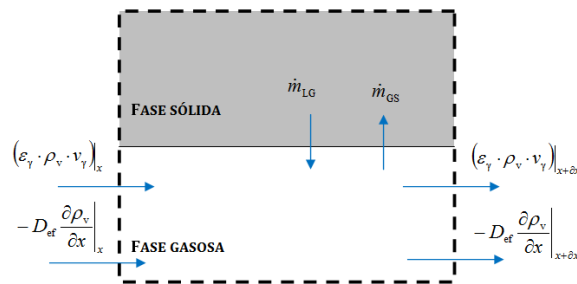
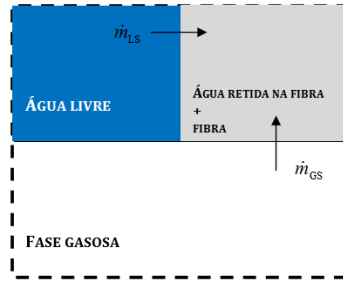


Figura 5.6 - Balanço ao vapor de água no volume de controle do têxtil

$$D_{ef} = \frac{\varepsilon_\gamma \cdot D_a}{\tau} \quad (5.39)$$

$$D_a [\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}] = 2,23 \cdot 10^{-5} \cdot \left( \frac{T}{273,15} \right)^{1,75} \quad (5.40)$$

No balanço mássico da água retida na fibra (equação 5.41; Figura 5.7), considerou-se a acumulação de água na fibra (primeiro termo), a taxa de sorção de água proveniente do vapor ( $\dot{m}_{GS}$ ) e a taxa de sorção de água livre na fibra ( $\dot{m}_{LS}$ ; equação 5.42 ou 5.43).



**Figura 5.7 - Balanço à água retida na fibra no volume de controlo do têxtil; fase sólida constituída por água livre, água retida na fibra e fibra**

$$\rho_w \frac{\partial \varepsilon_{bw}}{\partial t} = \dot{m}_{GS} + \dot{m}_{LS} \quad (5.41)$$

em que  $\dot{m}_{LS}$  pode ser obtido por,

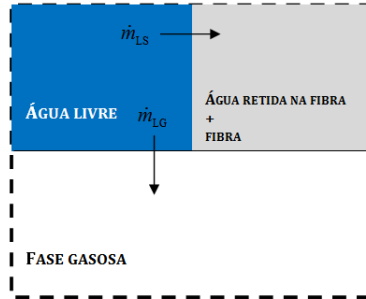
$$\dot{m}_{LS} = k_c^{ls} \cdot a_s \cdot \gamma_{ls} \cdot \left[ \frac{Regain_{eq}}{Regain_t} - 1 \right] \cdot f_A \quad (5.42)$$

ou

$$\dot{m}_{LS} = 16 \cdot \frac{D_f}{d_f^2} \cdot \varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds} \cdot (Regain_{eq} - Regain_t) \cdot f_A \quad (5.43)$$

As duas formas apresentadas para determinar a taxa de sorção de água líquida na fibra (equações 5.42 e 5.43) são expressões equivalentes (ver anexo E.2). No entanto, a equação 5.42 é utilizada por Barker *et al.* [1] enquanto a adequabilidade da equação 5.43 não é reportada na literatura uma vez que foi deduzida no âmbito deste trabalho. Assim sendo, ambas serão utilizadas e comparadas, no decorrer deste capítulo, com resultados de outros autores.

As sete equações apresentadas (equação 5.14, 5.15, 5.16, 5.23, 5.35, 5.38 e 5.41) permitem determinar sete incógnitas ( $\varepsilon_v$ ,  $T$ ,  $T_f$ ,  $\rho_v$ ,  $p_v$ ,  $\rho_v$  e  $\varepsilon_{bw}$ ) pelo que é necessário estabelecer mais um balanço para determinar a fração de água líquida ( $\varepsilon_L$ ; Figura 5.8).



**Figura 5.8 - Balanço à água livre no volume de controlo do têxtil; fase sólida constituída por água livre, água retida na fibra e fibra**

A equação 5.44 traduz o balanço mássico à água líquida presente nos poros do têxtil.

$$\rho_w \cdot \frac{\partial \varepsilon_L}{\partial t} + \dot{m}_{LS} + \dot{m}_{LG} = 0 \quad (5.44)$$

O modelo descrito neste capítulo considera a sorção/desorção de água na fibra (SD), o equilíbrio líquido-vapor da água (LV) e o escoamento de gás através dos poros do têxtil (E) pelo que será referido como modelo SDLVE.



## 5.4 IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO

O problema é descrito por oito equações principais (equação 5.14, 5.15, 5.16, 5.23, 5.35, 5.38, 5.41 e 5.44), cujas variáveis dependentes são a fração de gás ( $\varepsilon_g$ ), a temperatura da fase gasosa ( $T$ ), a temperatura da fase sólida ( $T_f$ ), a concentração de gás ( $\rho_g$ ), a pressão do gás ( $p_g$ ), a concentração de vapor de água ( $\rho_v$ ), a fração de água sorvida na fibra ( $\varepsilon_{bw}$ ) e a fração de água líquida livre ( $\varepsilon_L$ ). O sistema de equações foi implementado através de um módulo PDE (*Partial Differential Equations*) de uma plataforma de FEM (*Finite Element Method*). Na Tabela 5.1 apresenta-se a definição das equações no software. No balanço energético à fase gasosa (equação 5.15, Tabela 5.1) existem duas variáveis dependentes, nomeadamente a temperatura da fase gasosa ( $T$ ) e a temperatura da fase sólida ( $T_f$ ). Como neste caso não existem derivadas destas variáveis na mesma equação, pode-se definir as equações 5.15 e 5.16 num único módulo do software ou em módulos separados. Em oposição, as equações 5.35, 5.38, 5.23 e 5.14 (Tabela 5.1) apresentam a derivada de algumas das variáveis dependentes numa mesma equação, p. ex. o produto da fração de gás ( $\varepsilon_g$ ) pela concentração de gás ( $\rho_g$ ) na equação da continuidade (equação 5.35, Tabela 5.1), pelo que é necessário resolver o sistema de equações num mesmo módulo de PDE. Os balanços mássicos à água retida (equação 5.41) e à água livre nos poros (equação 5.44) são definidos em dois módulos (da plataforma de FEM) separados. Para resolver o sistema de equações é necessário definir os coeficientes das PDE na plataforma tal como é apresentado na Tabela 5.2.

**Tabela 5.1 – Balanços (equação 5.14, 5.15, 5.16, 5.23, 5.35, 5.38, 5.41 e 5.44) e formato das PDE definidas na plataforma de FEM**

Equações	Definição das PDE (plataforma FEM)
$\varepsilon_{\gamma} \cdot \rho_{\gamma} \cdot C_{p_{\gamma}} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -\varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\gamma} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \varepsilon_{\gamma} \cdot \rho_{\gamma} \cdot C_{p_{\gamma}} \cdot v_{\gamma} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} + a_s \cdot h_c \cdot (T - T_f) = 0$	$(5.15) \quad e_a \frac{\partial^2 \vec{u}}{\partial t^2} + d_a \frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + \nabla \cdot (-c \cdot \nabla \vec{u} - \alpha \cdot \vec{u} + \gamma) + \beta \cdot \nabla \vec{u} + a \cdot \vec{u} = f$
$\left\{ \begin{aligned} &(\varepsilon_{bw} \cdot \rho_w \cdot C_{p_w} + \varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds} \cdot C_{p_{ds}} + \varepsilon_L \cdot \rho_L \cdot C_{p_L}) \cdot \frac{\partial T_f}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -[\varepsilon_{bw} + \varepsilon_{ds} + \varepsilon_L] \cdot k_{\sigma} \cdot \frac{\partial T_f}{\partial x} \right) + \\ &+ \Delta h_{vap} \cdot (\dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS}) - Q_l \cdot (\dot{m}_{GS} + \dot{m}_{LS}) - a_s \cdot h_c \cdot (T - T_f) = 0 \end{aligned} \right.$	$(5.16) \quad \vec{u} = [T, T_f]^T \quad \nabla = \left[ \frac{\partial}{\partial x} \right]$
$\frac{\partial(\rho_{\gamma} \cdot \varepsilon_{\gamma})}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( \varepsilon_{\gamma} \cdot \rho_{\gamma} \cdot \left\{ -\frac{k_D}{\mu} \cdot P_{atm}^4 \cdot \frac{\partial p_{\gamma}^*}{\partial x} \right\} \right) = \dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS}$	$(5.35)$
$\frac{\partial(\varepsilon_{\gamma} \cdot \rho_v)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -D_{ef} \frac{\partial \rho_v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} (\varepsilon_{\gamma} \cdot \rho_v \cdot v_{\gamma}) = \dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS}$	$(5.38)$
$\rho_{\gamma} = \rho_v \cdot \left( 1 - \frac{M_{ar}}{M_{H_2O}} \right) + p_{\gamma} \cdot \frac{M_{ar}}{R \cdot T}$	$(5.23) \quad \vec{u} = [p^*_{\gamma}, \rho_v, \rho_{\gamma}, \varepsilon_{\gamma}]^T$
$\varepsilon_{ds} + \varepsilon_{bw} + \varepsilon_L + \varepsilon_{\gamma} = 1$	$(5.14)$
$\rho_w \frac{\partial \varepsilon_{bw}}{\partial t} = \dot{m}_{GS} + \dot{m}_{LS}$	$(5.41) \quad e_a \frac{\partial^2 \varepsilon_{bw}}{\partial t^2} + d_a \frac{\partial \varepsilon_{bw}}{\partial t} + \nabla \cdot (-c \cdot \nabla \varepsilon_{bw} - \alpha \cdot \varepsilon_{bw} + \gamma) + \beta \cdot \nabla \varepsilon_{bw} + a \cdot \varepsilon_{bw} = f$
$\rho_w \frac{\partial \varepsilon_L}{\partial t} = -(\dot{m}_{LS} + \dot{m}_{LG})$	$(5.44) \quad e_a \frac{\partial^2 \varepsilon_L}{\partial t^2} + d_a \frac{\partial \varepsilon_L}{\partial t} + \nabla \cdot (-c \cdot \nabla \varepsilon_L - \alpha \cdot \varepsilon_L + \gamma) + \beta \cdot \nabla \varepsilon_L + a \cdot \varepsilon_L = f$

**Tabela 5.2 - Coeficientes das PDE que traduzem as equações 5.14, 5.15, 5.16, 5.23, 5.35, 5.38, 5.41 e 5.44**

Equações	Coeficientes das PDE							
	$e_a$	$d_a$	$c$	$\alpha$	$\gamma$	$\beta$	$a$	$f$
(5.15) (5.16)	$0_{2,2}$	$\begin{bmatrix} \varepsilon_\gamma \cdot \rho_\gamma \cdot Cp_\gamma & 0 \\ 0 & (\varepsilon_L + \varepsilon_{bw}) \cdot \rho_w \cdot Cp_w + \varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds} \cdot Cp_{ds} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} \varepsilon_\gamma \cdot k_\gamma & 0 \\ 0 & (\varepsilon_L + \varepsilon_{bw} + \varepsilon_{ds}) \cdot k_\sigma \end{bmatrix}$	$0_{2,2}$	$0_{2,2}$	$\begin{bmatrix} \varepsilon_\gamma \cdot \rho_\gamma \cdot Cp_\gamma \cdot v_\gamma & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} h_c \cdot a_s & -h_c \cdot a_s \\ -h_c \cdot a_s & h_c \cdot a_s \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 \\ -\{ \mathcal{M}_{vap} \cdot (\dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS}) - Q_1 \cdot (\dot{m}_{GS} + \dot{m}_{LS}) \} \end{bmatrix}$
(5.35) (5.38) (5.23) (5.14)	$0_{4,4}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & \varepsilon_\gamma & \rho_\gamma \\ 0 & \varepsilon_\gamma & 0 & \rho_v \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} \varepsilon_\gamma \cdot \rho_\gamma \cdot \frac{k_D}{\mu} \cdot P_{atm}^4 & 0 & 0 & 0 \\ \varepsilon_\gamma \cdot \rho_v \cdot \frac{k_D}{\mu} \cdot P_{atm}^4 & D_{ef} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$0_{4,4}$	$0_{4,4}$	$0_{4,4}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{M_{ar}}{R \cdot T} \cdot P_{atm}^4 & -\left(1 - \frac{M_{ar}}{M_{H2O}}\right) & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} \dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS} \\ \dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS} \\ 0 \\ 1 - (\varepsilon_{ds} + \varepsilon_{bw} + \varepsilon_L) \end{bmatrix}$
(5.41)	0	$\rho_w$	0	0	0	0	0	$\dot{m}_{GS} + \dot{m}_{LS}$
(5.44)	0	$\rho_w$	0	0	0	0	0	$-(\dot{m}_{LS} + \dot{m}_{LG})$

Ao definir os coeficientes da Tabela 5.2, impôs-se uma restrição do tipo *if*, de modo a garantir que o domínio é inicializado com valores coerentes. Por exemplo, o coeficiente  $f$  da equação 5.16 [f(2); Tabela 5.2] foi definido como  $\text{if}(t > 0, -\{\Delta h_{\text{vap}} \cdot (\dot{m}_{\text{LG}} - \dot{m}_{\text{GS}}) - Q_1 \cdot (\dot{m}_{\text{GS}} - \dot{m}_{\text{LG}})\} T_0)$ , em que  $T_0$  corresponde à temperatura inicial do domínio. Procedeu-se de modo semelhante para os restantes coeficientes.

Nas fronteiras do domínio considerou-se que o calor e a massa são transferidos por convecção, equações 5.45, 5.46 e 5.47.

$$h_c \cdot (T_{\text{amb}} - T)_{x=0} = -\varepsilon_Y \cdot k_Y \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} ; \quad h_c \cdot (T_{\text{amb}} - T)_{x=L} = -\varepsilon_Y \cdot k_Y \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=L} \quad (5.45)$$

$$h_c \cdot (T_{\text{amb}} - T_f)_{x=0} = -(\varepsilon_{\text{bw}} + \varepsilon_{\text{ds}} + \varepsilon_{\text{L}}) \cdot k_{\sigma} \cdot \frac{\partial T_f}{\partial x} \Big|_{x=0} ; \quad h_c \cdot (T_{\text{amb}} - T_f)_{x=L} = -(\varepsilon_{\text{bw}} + \varepsilon_{\text{ds}} + \varepsilon_{\text{L}}) \cdot k_{\sigma} \cdot \frac{\partial T_f}{\partial x} \Big|_{x=L} \quad (5.46)$$

$$k_c \cdot (\rho_{\text{amb}} - \rho_v)_{x=0} = -D_{\text{ef}} \frac{\partial \rho_v}{\partial x} \Big|_{x=0} ; \quad k_c \cdot (\rho_{\text{amb}} - \rho_v)_{x=L} = -D_{\text{ef}} \frac{\partial \rho_v}{\partial x} \Big|_{x=L} \quad (5.47)$$

em que  $h_c$  é o coeficiente convectivo de transferência de calor,  $k_c$  o coeficiente convectivo de transferência de massa,  $T_{\text{amb}}$  a temperatura do meio ambiente e  $\rho_{\text{amb}}$  a concentração de vapor de água no meio ambiente. As equações 5.45 e 5.46 referentes à transferência de calor na fase gasosa e sólida foram impostas nas PDE, respetivamente, através de uma condição do tipo *Flux/Source*. A equação 5.47 referente à transferência de massa foi imposta na PDE também como uma condição do tipo *Flux/Source*. Neste tipo de condição impõe-se que a energia que chega a esta fronteira por condução (i.e.  $-k \cdot \nabla T$ ; equação 5.48) é igual a um fluxo ou termo fonte, normal à fronteira do domínio (i.e.  $g - q \cdot T$ ; equação 5.48), sendo apenas necessário definir os seus coeficientes  $g$  e  $q$  (Tabela 5.3).

$$\vec{n} \cdot (-k \cdot \nabla T) = -(g - q \cdot T) \quad (5.48)$$

Ao contemplar vários fenómenos diferentes, como o escoamento de gás através dos poros do têxtil, a presença de água líquida nos poros e o equilíbrio líquido-vapor da água, aumenta-se a complexidade do sistema de equações. De modo a verificar a implementação do modelo proposto no subcapítulo 5.4, compararam-se de seguida os resultados do modelo com soluções analíticas

**Tabela 5.3 - Condições fronteira definidas para as PDE relativas ao transporte de calor (equação 5.45 e 5.46) e de massa (equação 5.47)**

Equação	$g$	$q$
(5.45)	$\begin{bmatrix} h_c \cdot T_{amb} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} h_c & 0 \end{bmatrix}$
(5.46)	$\begin{bmatrix} h_c \cdot T_{amb} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & h_c \end{bmatrix}$
(5.47)	$\begin{bmatrix} 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$
	$\begin{bmatrix} 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$
	$\begin{bmatrix} k_c \cdot \rho_{amb} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & k_c & 0 \end{bmatrix}$
	$\begin{bmatrix} 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$

## 5.5 VERIFICAÇÃO DA IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO

De modo similar ao procedimento adotado no modelo SD (capítulo 3), também se testou a implementação do modelo SDLVE, em situações limite. O material em estudo é constituído por fibra, vapor de água e água líquida retida nas fibras e água livre nos poros do têxtil. Um caso limite é quando o domínio se reduz a um só tipo de material (fibra, ar ou água líquida). Neste caso, se uma das fronteiras de topo for, subitamente, exposta a correntes convectivas com temperatura e concentração de água diferentes das do domínio e as restantes fronteiras forem consideradas perfeitamente isoladas, a situação física poder-se-á equiparar a um problema de transferência de calor e massa através de uma placa plana, em estado não estacionário (ver capítulo 3). A solução analítica de tal problema-tipo é traduzida por uma série infinita de termos. No entanto, se se garantir que o número de Fourier (para a massa e calor) é superior a 0,2, pode-se utilizar uma aproximação ao primeiro termo (equação 5.49 e 5.50) e desprezar os restantes termos da série [22, 23]. As equações 5.49 e 5.50 traduzem o perfil de temperatura e concentração ao longo de  $x$ , para determinado instante [23].

$$\frac{T(x) - T_{\infty}}{T_0 - T_{\infty}} = A_1 \cdot e^{[-\lambda_1^2 \cdot F_c]} \cdot \cos\left(\lambda_1 \cdot \frac{x}{L}\right) \quad (5.49)$$

$$\frac{\rho(x) - \rho_{\infty}}{\rho_0 - \rho_{\infty}} = A_1 \cdot e^{[-\lambda_1^2 \cdot F_m]} \cdot \cos\left(\lambda_1 \cdot \frac{x}{L}\right) \quad (5.50)$$

Ambas as equações descrevem a acumulação e condução/difusão de energia/massa através da placa, quando nas fronteiras há transporte de energia/massa por convecção. Na

equação 5.49,  $T(x)$  é a temperatura na posição  $x$ ,  $T_0$  a temperatura inicial do domínio,  $T_\infty$  a temperatura do meio ambiente,  $A_1$  e  $\lambda_1$  são funções do número de Biot ( $Bi_c = \frac{h_c \cdot L}{k}$ ;  $k$  é a condutividade térmica,  $h_c$  o coeficiente convectivo de transferência de calor e  $L$  a metade da largura da placa) e  $F_c$  é o número de Fourier ( $F_c = \frac{\alpha \cdot t}{L^2}$ ;  $\alpha$  é a difusividade térmica e  $t$  o tempo). Os coeficientes  $A_1$  e  $\lambda_1$  foram obtidos através da interpolação de valores referidos na literatura [22]. Na equação 5.50,  $\rho(x)$  é a concentração na posição  $x$ ,  $\rho_0$  a concentração inicial no domínio,  $\rho_\infty$  a concentração no meio ambiente,  $A_1$  e  $\lambda_1$  são funções do número de Biot ( $Bi_m = \frac{k_c \cdot L}{D_{AB}}$ ;  $k_c$  é o coeficiente convectivo de transferência de massa e  $D_{AB}$  a difusividade de  $A$  em  $B$ ) e  $F_m$  é o número de Fourier ( $F_m = \frac{D_{AB} \cdot t}{L^2}$ ). Na Tabela 5.4, apresentam-se os valores dos números adimensionais e dos coeficientes utilizados no cálculo das soluções analíticas (equação 5.49 e 5.50), quando o meio é constituído unicamente por ar ( $\varepsilon_\gamma=1$ ), fibra ( $\varepsilon_{ds}=1$ ) ou água líquida (i. e. água retida na fibra,  $\varepsilon_{bw}=1$ , ou água livre nos poros do têxtil,  $\varepsilon_L=1$ ).

**Tabela 5.4 - Número de Fourier, número de Biot e coeficientes  $A_1$  e  $\lambda_1$  (equações 5.49 e 5.50)**

	$\varepsilon_\gamma=1$		$\varepsilon_{ds}=1$	$\varepsilon_{bw}=1$ (ou $\varepsilon_L=1$ )
	Equação 5.49*	Equação 5.50**	Equação 5.49*	Equação 5.50**
F [-]	2,70	3,05	2,74	3,46
Bi [-]	1,00	0,54	0,13	0,04
$A_1$	1,12	1,07	1,02	1,01
$\lambda_1$	0,86	0,67	0,35	0,20

\* -  $F_c$  e  $Bi_c$

\*\* -  $F_m$  e  $Bi_m$

As equações analíticas mencionadas (equação 5.49 e 5.50) aplicam-se a problemas independentes de transferência de calor e massa. Por essa razão, para garantir que no problema em questão as equações de energia e massa são independentes uma da outra, anularam-se os termos referentes à taxa de sorção de água proveniente do vapor ( $\dot{m}_{GS}$ ), à taxa de evaporação da água ( $\dot{m}_{LG}$ ), à taxa de sorção de água líquida na fibra ( $\dot{m}_{LS}$ ), ao escoamento de gás através do meio poroso ( $k_D$ ) e às trocas de calor por convecção entre as fases sólida e gasosa (produto  $a_s \cdot h_c$  da equação 5.15 e 5.16). As propriedades do gás, fibra e água líquida foram mantidas constantes (Tabela 5.5).

Tabela 5.5 - Propriedades do gás, fibra e água líquida

	Gás	Fibra	Água líquida
$k$ [W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]	0,02563	0,2	0,6
$\rho$ [kg·m <sup>-3</sup> ]	1,146	1300	1000
$C_p$ [J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]	1003	1360	4190
$\alpha$ [m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup> ]	$2,23 \times 10^{-5}$	$1,13 \times 10^{-7}$	$1,43 \times 10^{-7}$
$D_{AB}$ [m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup> ]	$2,52 \times 10^{-5}$	-	-

As propriedades utilizadas para o têxtil referem-se às da lã [24], com uma espessura de 1,29 mm. O tempo simulado foi de 0,05 s quando o domínio é constituído por gás e 10 s quando constituído por fibra ou por água líquida. Os tempos foram escolhidos de modo a garantir que a aproximação da série a um termo é válida, ou seja, que o número de Fourier é superior a 0,2 (Tabela 5.4). As condições fronteira impostas encontram-se compiladas na Tabela 5.6.

Tabela 5.6 – Condições fronteira utilizadas na validação do modelo com soluções analíticas

$T_0$ [°C]	20
$T_\infty$ [°C]	50
$\rho_0$ [kg·m <sup>-3</sup> ]	0
$\rho_\infty$ [kg·m <sup>-3</sup> ]	0,02
$h_c$ [W·m <sup>-2</sup> ·K <sup>-1</sup> ]	40
$k_c$ [m·s <sup>-1</sup> ]	$2,1 \times 10^{-2}$

Na Figura 5.9, comparam-se os resultados numéricos e analíticos obtidos para um domínio constituído apenas por gás ( $\varepsilon_V=1$ ).

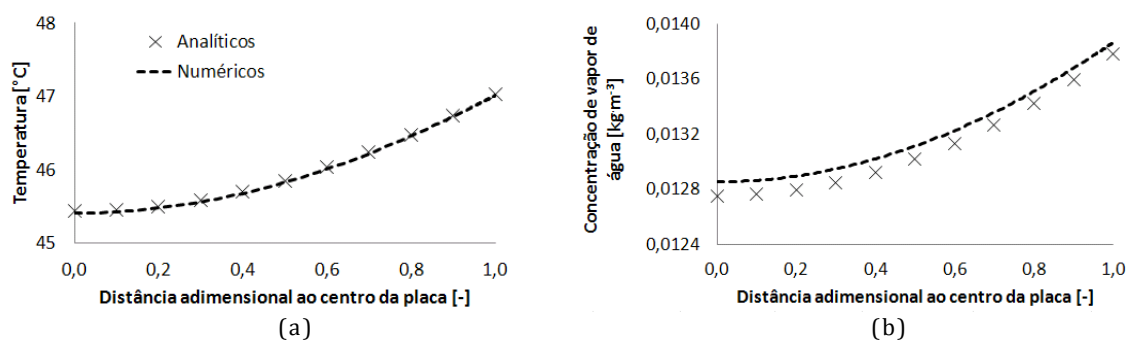
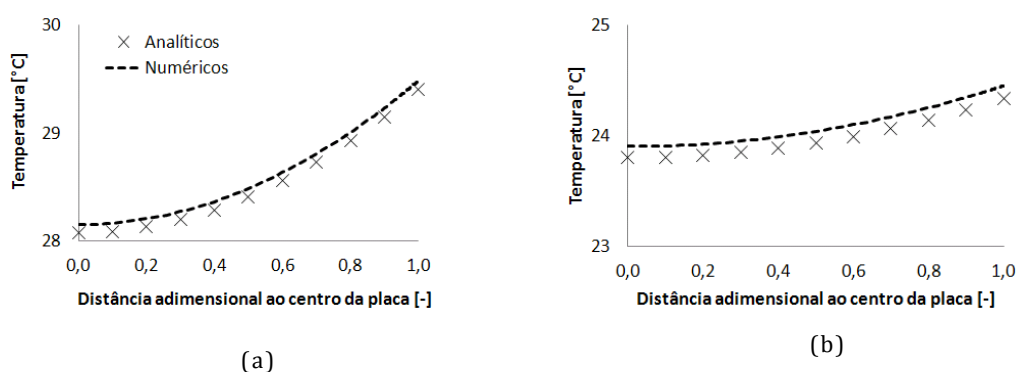


Figura 5.9 – Resultados numéricos e analíticos quando só existe gás, desde o centro do domínio até à fronteira: a) perfil de temperatura e b) perfil de concentração; tempo= 0,05 s

Na Figura 5.9a e b, observa-se que os perfis de temperatura e concentração, obtidos através do modelo numérico, apresentam um desvio pouco significativo relativamente à solução analítica. O desvio máximo entre os perfis é de 0,1 °C em relação aos resultados analíticos.

Na Figura 5.10a e b apresentam-se os perfis de temperatura numéricos e analíticos, obtidos ao longo do domínio constituído por lã ( $\varepsilon_{ds}=1$ ) e por água líquida ( $\varepsilon_{bw}=1$  ou  $\varepsilon_L=1$ ), respetivamente.



**Figura 5.10 – Perfis de temperatura desde o centro do domínio até à fronteira quando existe apenas: a) fibra e b) água líquida; tempo= 10s**

Na Figura 5.10a e b, verifica-se que o desvio entre os resultados numéricos e analíticos é, igualmente, pouco significativo (desvio máximo de 0,1 °C). Nos casos em análise, não existem poros por onde o gás possa ser transportado e por essa razão, não se determinaram os perfis de concentração.

Da análise das Figura 5.9 e Figura 5.10 conclui-se que, em condições limite (domínio constituído por um só tipo de material), o modelo numérico descreve com precisão o transporte de energia e de massa através do domínio de simulação. Contudo, apesar de tal abordagem ter permitido avaliar o modelo em condições limite, a mesma não permitiu aferir a adequabilidade do modelo para descrever o equilíbrio líquido-vapor da água e o escoamento de gás através do têxtil. Para tal, replicou-se numericamente uma experiência realizada por outros autores e compararam-se os resultados numéricos com os reportados pelos autores.

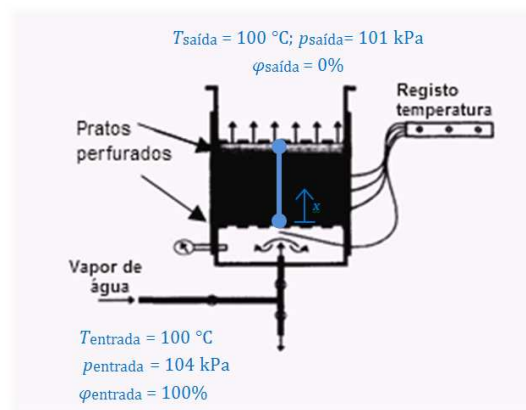


## 5.6 VALIDAÇÃO DO MODELO MATEMÁTICO

### 5.6.1 COMPARAÇÃO COM RESULTADOS EXPERIMENTAIS DE OUTROS AUTORES

Para validar o modelo com resultados experimentais, replicou-se numericamente o trabalho apresentado por Le *et al.* [2]. Para efeito de validação do modelo, adotaram-se algumas das equações reportadas pelos autores que permitem o cálculo da isotérmica de sorção da água na fibra e da permeabilidade do têxtil [2].

Na experiência (Figura 5.11; [2]), Le *et al.* colocaram várias camadas de lã entre dois pratos perfurados que impediam o aumento do volume do têxtil e que asseguravam a passagem de vapor de água através do têxtil.



**Figura 5.11 – Esquema do ensaio experimental realizado por Le *et al.* [2], domínio da simulação (segmento a azul) e condições fronteira utilizadas para replicar o trabalho dos autores**

Na base do têxtil (Figura 5.11), o vapor de água é alimentado a 100 °C, a uma pressão total ligeiramente superior à atmosférica (104 kPa; [2]). O prato superior do equipamento é mantido a uma temperatura constante (100 °C; [2]) e permite a passagem de gás para o meio ambiente. A diferença de pressões entre a base e o topo do têxtil faz com que o vapor de água escoe através do têxtil, desde a base até ao topo (Figura 5.11). Os autores não referem a concentração de vapor de água no prato superior. Assim sendo, considerou-se que, na saída, a pressão era a atmosférica e a concentração de vapor de água era nula (Figura 5.11). No anexo G.3 demonstra-se que, para as condições testadas, a concentração imposta na saída do domínio não afeta os resultados obtidos nas zonas a montante.

No início da experiência, o têxtil é colocado praticamente seco entre os dois pratos do equipamento, apresentando um *regain* de 2 % e uma temperatura de 37 °C ([2]; Tabela 5.7). No modelo, as condições iniciais referentes à quantidade de vapor de água são definidas em termos da fração de água retida na fibra ( $\varepsilon_{bw0}$ ) e concentração de vapor de água ( $\rho_{v,0}$ ). Para determinar a fração de água retida na fibra recorreu-se à definição de *regain* (equação 5.29), enquanto a concentração de vapor de água foi determinada tendo por base a humidade relativa com a qual a água na fibra se encontra em equilíbrio, calculada através da seguinte isotérmica de sorção [2],

$$Regain_{eq} = 0,0831 \cdot \frac{8,5 \cdot \varphi}{1 + 8,5 \cdot \varphi} \cdot \left[ \frac{1 - 0,88 \cdot \varphi^3 - 0,22 \cdot \varphi^{18}}{1 - \varphi} \right] \quad (5.51)$$

Os vários parâmetros e propriedades definidos no modelo encontram-se compilados na Tabela 5.7.

**Tabela 5.7 - Propriedades e parâmetros definidos no modelo numérico**

Parâmetro	Unidade	Valor	Fonte	Parâmetro	Unidade	Valor	Fonte
$Cp_v$	J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup>	2010	Ref. [2]	$k_{la}$	W·K <sup>-1</sup> ·m <sup>-1</sup>	0,2	Ref. [24]
$Cp_w$	J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup>	4190	Ref. [16]	$Cp_{l\bar{a}}$	J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup>	1360	Ref. [24]
$Cp_a$	J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup>	1005	Ref. [2]	$\rho_{l\bar{a}}$	kg·m <sup>-3</sup>	1300	Ref. [24]
$\rho_w$	kg·m <sup>-3</sup>	1000	Ref. [16]	$Regain_{f,l\bar{a}}$	-	0,15	Ref. [24]
$k_w$	W·K <sup>-1</sup> ·m <sup>-1</sup>	0,6	Ref. [16]	$D_{f,l\bar{a}}$	m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup>	$7,5 \times 10^{-13}$	Ajustado
$k_a$	W·K <sup>-1</sup> ·m <sup>-1</sup>	0,02563	Ref. [16]	$L_{l\bar{a}}$	m	$64 \times 10^{-3}$	Ref. [2]
$k_v$	W·K <sup>-1</sup> ·m <sup>-1</sup>	0,0246	Ref. [16]	$\varepsilon_{ds,l\bar{a}}$	-	0,35	Ref. [2]
$R_{universal}$	J·K <sup>-1</sup> ·mol <sup>-1</sup>	8,314	Ref. [16]	$\tau_{l\bar{a}}$	-	1	Ref. [2]
$M_{H_2O}$	kg·mol <sup>-1</sup>	$18,02 \times 10^{-3}$	Ref. [16]	$d_{f,l\bar{a}}$	m	$24 \times 10^{-6}$	Ref. [2]
$M_{ar}$	kg·mol <sup>-1</sup>	$28,97 \times 10^{-3}$	Ref. [16]	$T_{0,l\bar{a}}$	K	300	Ref. [2]
$P_{atm}$	Pa	101325	Ref. [16]	$Regain_0$	-	0,02	Ref. [2]
$\varphi_{entrada}$	-	1,00	Ref. [2]	$\varepsilon_{bw0,l\bar{a}}$	-	0,01	Calculado
$\varphi_{saída}$	-	0,00	Estimado	$RH_{0,l\bar{a}}$	-	0,11	Calculado
$T_{entrada}$	K	373,9	Ref. [2]	$\rho_{v,0}$	kg·m <sup>-3</sup>	$4,8 \times 10^{-3}$	Calculado
$p_{entrada}$	Pa	104325	Ref. [2]	$\gamma_{ls}$	kg·m <sup>-3</sup>	0,15	Ref. [2]
$p_{saída}$	Pa	101325	Ref. [2]	$Le$	-	1,99	Ref. [2]
$D_a$	m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup>	$2,5 \times 10^{-5}$	Ref. [2]	$h_c$	W·K <sup>-1</sup> ·m <sup>-2</sup>	2,28	Ajustado
$D_{ef}$	m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup>	$1,6 \times 10^{-5}$	Ref. [2]				

Alguns dos parâmetros apresentados na tabela anterior não são reportados pelos autores [2], nomeadamente o coeficiente de transferência de calor ( $h_c$ ) e o coeficiente de difusão da água na fibra ( $D_f$ ). Os autores referem que ambos foram ajustados para que os perfis numéricos de temperatura coincidissem com os experimentais [2]. Assim sendo, ajustaram-se estes parâmetros de forma similar. O ajuste do  $h_c$  implica também que o coeficiente de transferência de massa ( $k_c$ ) seja ajustado, uma vez que ambos se relacionam através da relação de Lewis [2],

$$k_c = \frac{h_c}{\rho_\gamma \cdot C_{p_\gamma} \cdot L_e^{2/3}} \quad (5.52)$$

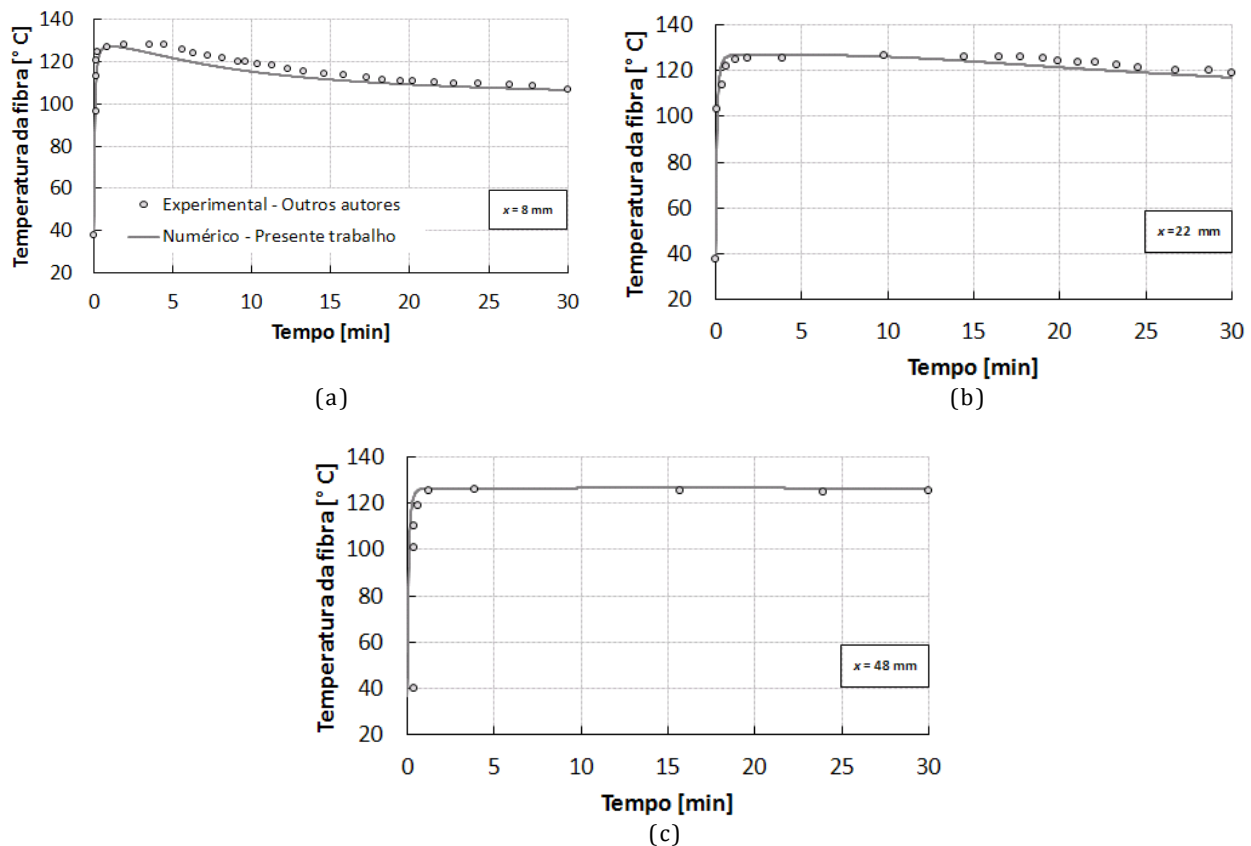
O coeficiente de transferência de massa na condensação ( $k_c^{\text{cond}}$ ) e o coeficiente de transferência de massa na evaporação ( $k_c^{\text{evap}}$ ), utilizados nas equações 5.31 e 5.32, respetivamente, são considerados iguais ao coeficiente de transferência de massa  $k_c$  [1, 2].

Quanto ao escoamento de gás nos poros, a velocidade foi modelizada segundo a lei de Darcy (equação 5.34) enquanto a permeabilidade do meio ( $k_D$ ) foi determinada de acordo com a equação de Kozeny-Carman, citada por Le *et al.* [2],

$$k_D = \frac{\varepsilon_\gamma^3}{\left(5 + \exp \left[14 \cdot \left\{\varepsilon_\gamma - 0,8\right\}\right]\right) \cdot a_s^2 \cdot (1 - \varepsilon_\gamma)^2} \quad (5.53)$$

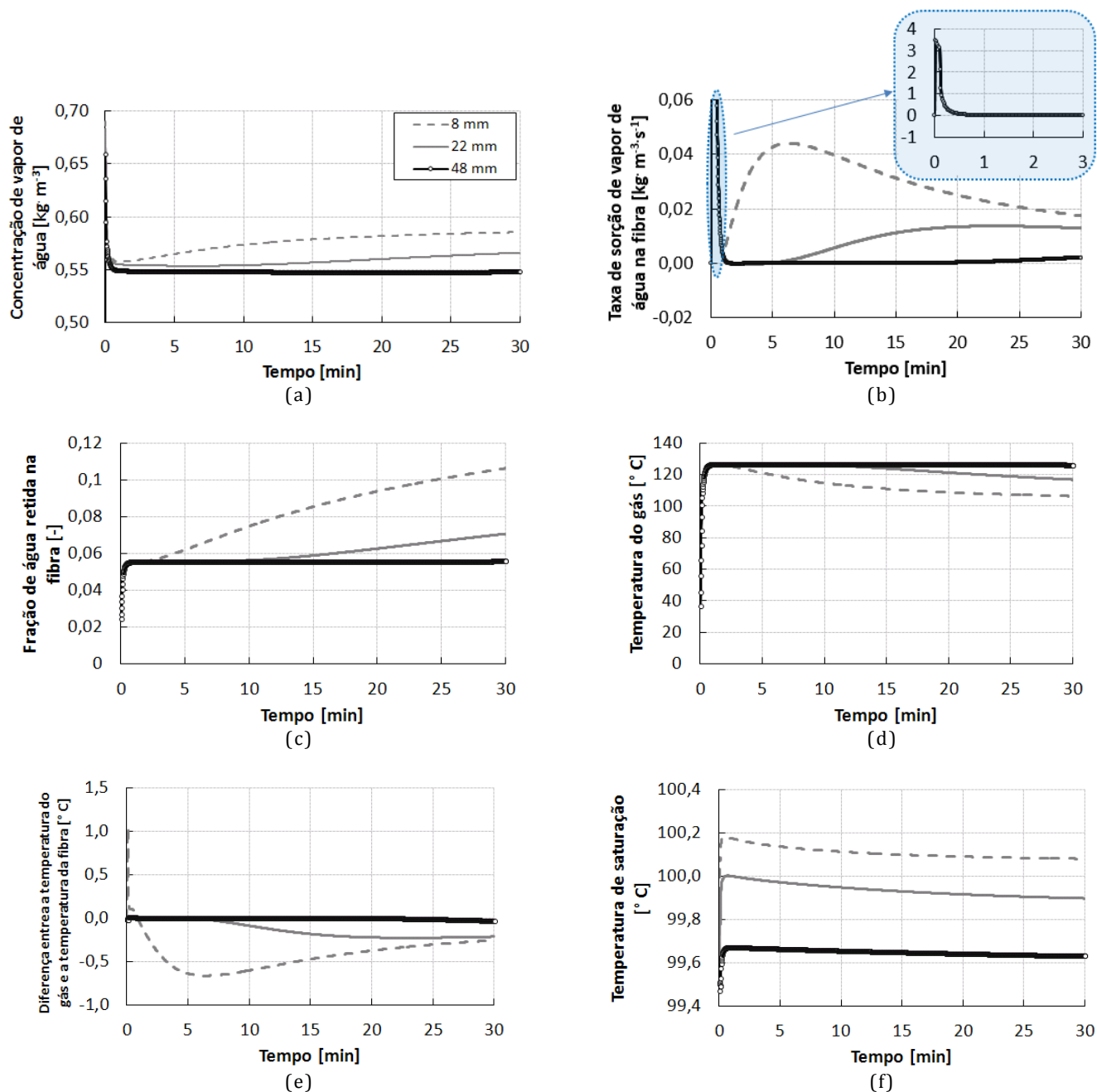
Definidas as condições fronteira, as condições iniciais e os vários parâmetros e propriedades do modelo, procedeu-se à análise da dependência dos resultados relativamente ao número de elementos de grelha e ao passo de integração. Nos testes realizados (anexo G.1 e G.2) verificou-se que os resultados são independentes do número de elementos e do passo de integração quando a grelha apresenta 1400 elementos e o passo de integração máximo é 1 s. De referir que o passo de integração deve ser definido como adaptável, podendo assumir no máximo o valor de 1 s (ver a configuração do solver descrita no anexo G.2).

Na figura seguinte apresentam-se os perfis de temperatura na fibra obtidos com o modelo numérico e os resultados experimentais de Le *et al.* [2], em diferentes posições no têxtil.



**Figura 5.12 - Comparação entre os perfis de temperatura na fibra obtidos experimentalmente por Le *et al.* [2] e através do presente trabalho, a diferentes distâncias da base do têxtil: a)  $x = 8$ , b)  $x = 22$  e c)  $x = 48$  mm**

No início da experiência, a corrente saturada de vapor de água escoava através dos poros do têxtil a uma temperatura bastante superior à temperatura do têxtil o que, consequentemente, implica um aumento abrupto de temperatura nos primeiros minutos da experiência (Figura 5.12). Além da temperatura da corrente ser superior, também a concentração de vapor de água na corrente é bastante superior à que existia antes de se iniciar a experiência ( $\rho_{v_0}$ , Tabela 5.7). Por essa razão, ao expor o têxtil seco a uma corrente saturada de vapor de água, uma grande quantidade de água é retida pela fibra (Figura 5.13b), devido à condensação do vapor de água e à sorção da água na fibra. Tal contribui para um aumento abrupto da temperatura no gás (Figura 5.12). Por exemplo, a 8 mm da entrada do gás (Figura 5.12a), a temperatura da fibra aumenta, durante o primeiro minuto, desde os 37 °C até aos 127 °C. Durante tal período, a temperatura no gás (Figura 5.13d) e a fração de água retida na fibra aumentam (Figura 5.13c), resultando na diminuição da concentração de vapor nos poros (Figura 5.13a) e consequente redução da taxa de sorção de água na fibra (Figura 5.13b).



**Figura 5.13 – Resultados numéricos obtidos ao longo do tempo a 8, 22 e 48 mm da entrada de gás (Figura 5.11): a) concentração de vapor de água, b) taxa de sorção de água na fibra [com zona do gráfico ampliada], c) fração de água líquida retida na fibra, d) temperatura do gás, e) diferença entre temperatura gás e fibra e f) temperatura de saturação da água**

Na Figura 5.13b verifica-se que, a 8 mm da entrada do gás, a taxa de sorção de água na fibra atinge um máximo inicial de  $3,5 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$  (zona ampliada [séries sobrepostas]; Figura 5.13b), voltando a diminuir abruptamente até os  $5,2 \times 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$  (Figura 5.13b). Durante este período, as temperaturas na fibra e gás (Figura 5.12a e Figura 5.13d, respetivamente) vão aumentando até ao instante em que ambas se igualam

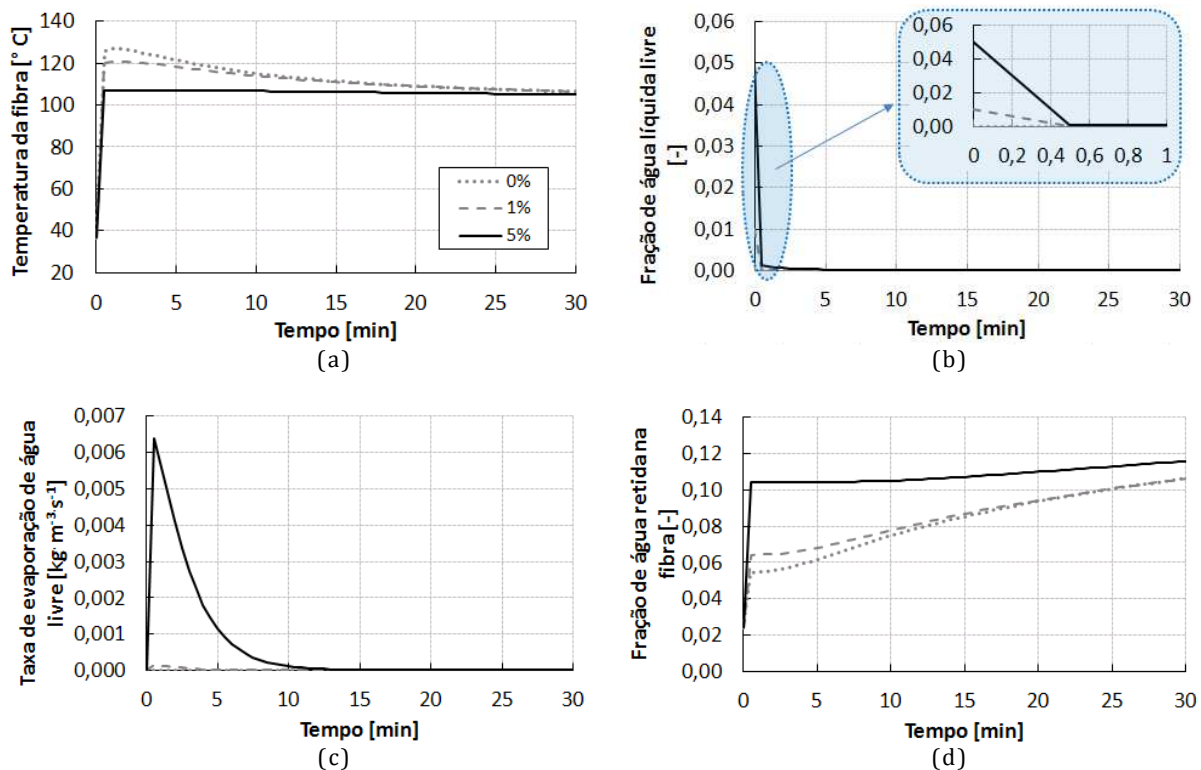
(aproximadamente ao minuto 1, Figura 5.13e). A partir desse instante, a temperatura na fibra passa a ser superior à do gás (quinto termo da equação 5.16 é negativo), e como tal, há transferência da energia da fase sólida para a gasosa. Assim sendo, apesar de continuar a haver sorção de água na fibra (Figura 5.13b), parte dessa energia é transferida para a fase gasosa e removida por convecção forçada através dos poros do têxtil (equação 5.15). Como resultado, as temperaturas da fibra e do gás começam a diminuir (Figura 5.12a e Figura 5.13d).

Em linha com o que acontece na posição mais próxima da entrada de gás (Figura 5.12a), também nas restantes posições do têxtil (Figura 5.12b e c), verifica-se um aumento abrupto de temperatura da fibra no início da experiência. Durante o primeiro minuto, a taxa de sorção de água na fibra é elevada (Figura 5.13b). Porém, com o aumento de temperatura ao longo do tempo, a concentração de vapor de água diminui (Figura 5.13a) e, por consequência, a taxa de sorção de água também diminui e tende para zero (Figura 5.13b). Apenas quando a frente de concentração passa pela posição em análise ocorre um aumento de concentração (Figura 5.13a) e um aumento da taxa de sorção de água na fibra (Figura 5.13b). De modo análogo ao observado para a posição a 8 mm da entrada, a temperatura na fibra passa a ser superior à do gás (Figura 5.13e), e como tal, parte da energia associada à condensação e sorção da água é transferida para a fase gasosa e removida por convecção através dos poros do têxtil, resultando na diminuição da temperatura da fibra e do gás.

Com o passar do tempo, as temperaturas diminuem até igualarem a temperatura de entrada do gás, enquanto a fração de água líquida retida na fibra aumenta até um valor de equilíbrio. No equilíbrio, verifica-se então que, a 8 mm da entrada do gás, o valor da fração de água é 19,0 %, a 22 mm é 18,4 % e a 48 mm é 17,5 %.

Ao comparar os resultados numéricos com os resultados de Le *et al.* [2] (Figura 5.12) verifica-se que existe um desvio máximo de 5 °C na posição a 8 mm da base do têxtil (Figura 5.12a). Da análise destes resultados conclui-se que o modelo implementado descreve com precisão os fenómenos de sorção/desorção, mudança de fase da água e o transporte de calor e massa por convecção forçada através dos poros de um têxtil. Porém, nas condições avaliadas, não há acumulação de água líquida nos poros do têxtil. Como se pode observar na Figura 5.13f, a temperatura de saturação da água é, em toda a experiência, inferior à temperatura do gás (Figura 5.13d), o que significa que não ocorre condensação de água livre nos poros do têxtil e, como também não existe água livre, não ocorre evaporação.

Neste caso, para analisar a capacidade do modelo para descrever o efeito da mudança de fase da água livre nos poros do têxtil, considerou-se uma segunda situação em que, no início da experiência, se assume a existência de diferentes quantidades de água livre (0, 1 e 5 %) . Na Figura 5.14a, observa-se que o aumento da fração de água livre implica uma diminuição da temperatura máxima, na posição mais próxima da entrada do gás.



**Figura 5.14 – Resultados numéricos obtidos ao longo do tempo para diferentes frações de água líquida inicial, a 8 mm da entrada do gás (Figura 5.11): a) temperatura na fibra, b) fração de água livre, c) taxa de evaporação de água livre e d) fração de água retida na fibra**

Como seria expectável, ao aumentar a fração de água líquida livre inicial, aumenta-se a taxa de evaporação da água (Figura 5.14c) e a fração de água retida na fibra (Figura 5.14d). Assim, nos instantes iniciais, a energia associada à evaporação da água conduz a máximos de temperatura mais baixos. Na Figura 5.14b e c verifica-se que a água livre evapora totalmente durante os primeiros minutos. No cenário em que se considerou a fração de água líquida inicial de 5 % (Figura 5.14b e c), verifica-se que, até aos 10 minutos, ocorre a evaporação da água livre (Figura 5.14c) e a fração de água retida na fibra aumenta (Figura 5.14d). A partir do instante em que não existe mais água livre, a fração de água retida na fibra continua a aumentar devido à elevada pressão parcial do vapor de

água a que a fibra se encontra exposta (situação análoga à da Figura 5.13a). Ao fim de 30 minutos, a fração de água retida na fibra para os três cenários avaliados tende para o mesmo valor (Figura 5.14d).

Da análise da Figura 5.14 conclui-se que o modelo SDLVE permite descrever a mudança de fase da água livre nos poros do têxtil e as implicações que daí resultam ao nível do transporte de calor e massa através do sistema em análise.

Após a validação do modelo SDLVE, pretende-se utilizar o modelo numérico para analisar o desempenho de um conjunto alargado de têxteis, quando expostos a diferentes situações de uso, p. ex. atleta com nível de atividade elevado. Para o efeito, pretende-se utilizar os têxteis caracterizados e modelizados no capítulo 4. Assim sendo, compararam-se as previsões numéricas dos têxteis caracterizados com resultados experimentais próprios, procedendo aos ajustes necessários.

## **5.6.2 COMPARAÇÃO COM OS RESULTADOS DAS EXPERIÊNCIAS REALIZADAS**

O modelo apresentado ao longo deste capítulo considera que a temperatura da fase sólida pode ser diferente da temperatura da fase gasosa, enquanto o modelo SD considera que ambas as fases se encontram à mesma temperatura. Em cenários em que não existe água livre nos poros do têxtil, estas abordagens são equivalentes e podem ser utilizadas para representar a transferência de calor através de um têxtil, tal como será demonstrado neste subcapítulo.

Os resultados do modelo SD foram validados com resultados experimentais próprios. Durante o teste, cada amostra têxtil foi colocada sobre um prato que permitia a passagem de uma corrente saturada de vapor de água. As condições ambientais de temperatura, humidade relativa e velocidade foram controladas durante o ensaio (ver capítulo 4). Nesta experiência, os fenómenos mais relevantes são: a sorção de água pela fibra, mudança de fase da água (p. ex. vapor de água que condensa e fica retido na fibra), condução de calor através do têxtil e difusão de massa através dos poros do têxtil. Assim sendo, no modelo SD, o balanço energético é traduzido pela equação 5.54, enquanto no modelo SDLVE, o balanço energético é descrito pelas equações 5.55 e 5.56.



$$\rho_{ef} \cdot C_{p_{ef}} \cdot \frac{\partial T_{ef}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -k_{ef} \frac{\partial T_{ef}}{\partial x} \right) = (Q_1 + \Delta h_{vap}) \cdot \dot{m}_{GS} \quad (5.54)$$

$$\varepsilon_Y \cdot \rho_Y \cdot C_{p_Y} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -\varepsilon_Y \cdot k_Y \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + a_s \cdot h_c \cdot (T - T_f) = 0 \quad (5.55)$$

$$\begin{aligned} & (\varepsilon_{bw} \cdot \rho_w \cdot C_{p_w} + \varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds} \cdot C_{p_{ds}} + \varepsilon_L \cdot \rho_L \cdot C_{p_L}) \cdot \frac{\partial T_f}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -[\varepsilon_{bw} + \varepsilon_{ds} + \varepsilon_L] \cdot k_\sigma \cdot \frac{\partial T_f}{\partial x} \right) + \\ & + \Delta h_{vap} \cdot (\dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS}) - Q_1 \cdot (\dot{m}_{GS} + \dot{m}_{LS}) - a_s \cdot h_c \cdot (T - T_f) = 0 \end{aligned} \quad (5.56)$$

Ao comparar o balanço energético do modelo SD (equação 5.54) com os balanços energéticos do modelo SDLVE à fase gasosa e à fase sólida (equações 5.55 e 5.56, respetivamente), verifica-se que os modelos são equivalentes desde que, não exista água livre a evaporar/condensar ou água livre a sorver/desorver na fibra e que,

$$k_{ef} = \varepsilon_Y \cdot k_Y + [\varepsilon_{bw} + \varepsilon_{ds} + \varepsilon_L] \cdot k_\sigma \quad (5.57)$$

A equação anterior traduz a condutividade efetiva do têxtil ( $k_{ef}$ ) constituído por 2 fases (gasosa e sólida [i. e. fibra, água retida na fibra e água livre]), em que a transferência de calor por condução ocorre em paralelo. Os restantes balanços de massa são descritos nos subcapítulos 3.5 e 5.3, para os modelos SD e SDLVE, respetivamente.

Para comparar os modelos, considerou-se então que a equação 5.57 traduz a condutividade efetiva do têxtil no modelo SD (equação 5.54), e ajustou-se o único parâmetro que é necessário ajustar nesse modelo, nomeadamente a razão entre o coeficiente de difusão da água na fibra e o quadrado do diâmetro da fibra ( $D_f/d_f^2$ ). Na Tabela 5.8 são apresentados os valores de  $D_f/d_f^2$ , para cada amostra analisada.

**Tabela 5.8 - Parâmetros ajustados no modelo SD e modelo SDLVE**

Amostra	Modelo SD (capítulo 4)	Modelo SDLVE (capítulo 5)		
	$D_f/d_f^2$ [s <sup>-1</sup> ]	$D_f$ [m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup> ]	$h_c$ [W·K <sup>-1</sup> ·m <sup>-2</sup> ]	$d_f$ [μm]
I	$7,81 \times 10^{-5}$	$4,5 \times 10^{-14}$	2,88	24
II	$1,88 \times 10^{-3}$	$1,8 \times 10^{-13}$		
III	$3,13 \times 10^{-4}$	$6,5 \times 10^{-14}$		
IV	$7,50 \times 10^{-5}$	$4,3 \times 10^{-14}$		

No modelo SDLVE, foi necessário definir 3 parâmetros (Tabela 5.8), nomeadamente o coeficiente de transferência de calor ( $h_c$ ), o coeficiente de difusão da água na fibra ( $D_f$ ) e

o diâmetro da fibra ( $d_f$ ). Os valores de  $h_c$  e  $d_f$  foram considerados iguais aos utilizados no subcapítulo 5.6.1 (Tabela 5.7), enquanto o  $D_f$  foi ajustado para que os perfis de temperatura obtidos com o modelo SDLVE coincidisse com os perfis experimentais. De referir que, para simular a água livre sorvida/desorvida na fibra ( $\dot{m}_s$ ), optou-se por determinar esta taxa em função da variável  $D_f/d_f^2$  (equação 5.43), tornando-se redundante definir a constante de proporcionalidade  $\chi_s$ .

Na Figura 5.15 verifica-se que os resultados obtidos com ambos os modelos são bastante próximos dos experimentais, em todas as amostras avaliadas.

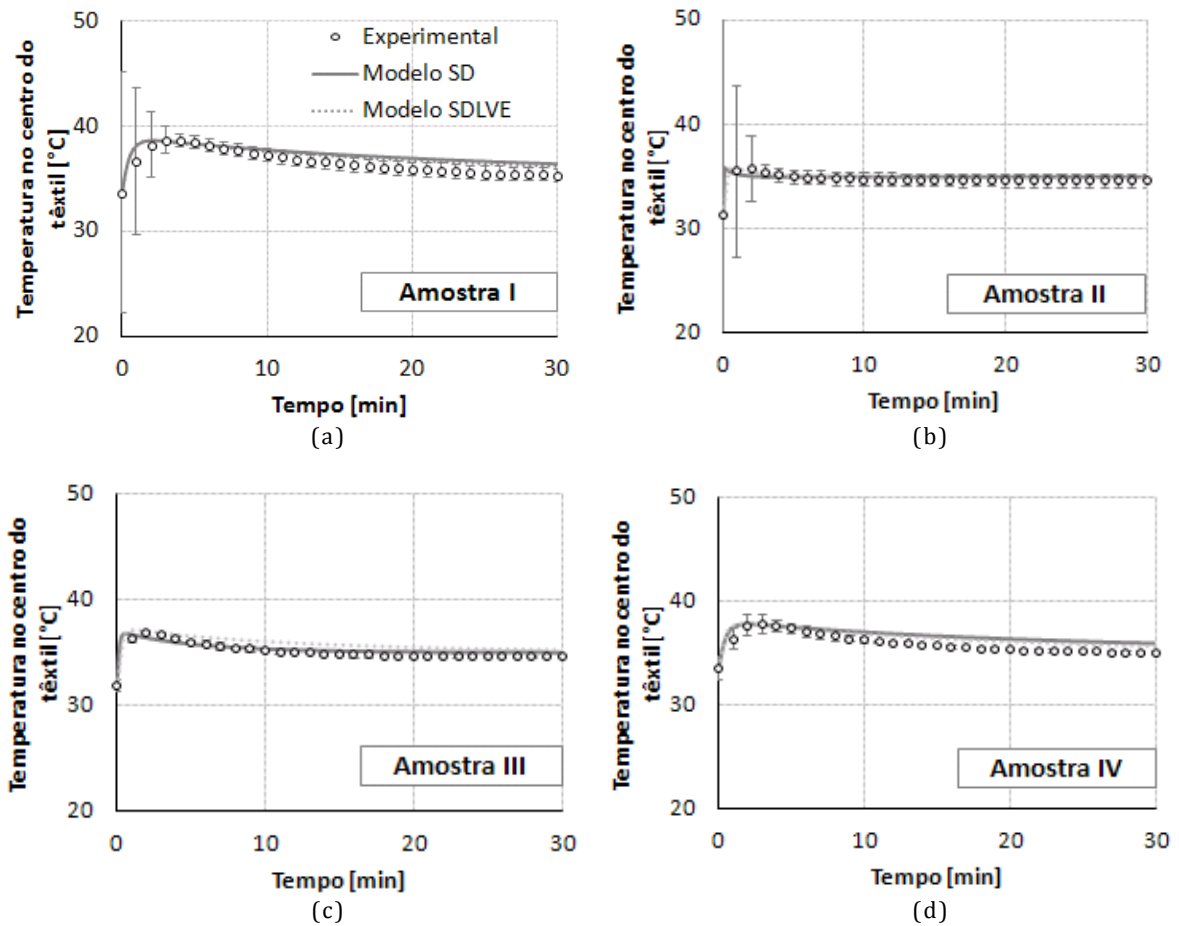


Figura 5.15 - Comparação entre os perfis de temperatura obtidos com diferentes modelos (SD e SDLVE) e resultados experimentais: a) amostra I, b) amostra II, c) amostra III e d) amostra IV

O desvio máximo entre a temperatura experimental e a numérica é de 0,7 °C, quando se utiliza o modelo SDLVE, para o caso da amostra III. Tal permite concluir que este modelo também descreve com precisão a experiência modelizada na Figura 5.15.

Tal como na experiência de Le *et al.* [2], também não há vapor de água a condensar nos poros do têxtil durante a experiência descrita neste subcapítulo. Porém, pretende-se utilizar o modelo SDLEV para analisar cenários que provavelmente implicam a condensação de água dentro do vestuário. Por essa razão, avaliou-se a capacidade do modelo para traduzir o desempenho de uma peça de vestuário quando ocorre condensação de vapor de água nos poros do têxtil.

A precisão dos resultados obtidos é influenciada pela precisão dos parâmetros utilizados, em particular dos ajustados ( $h_c$ ,  $D_f$  e  $d_f$ ). Por essa razão, no subcapítulo 5.6.2.2 realizou-se uma análise de sensibilidade aos parâmetros ajustados e estudou-se como um desajuste nestes parâmetros influencia as previsões numéricas.

#### **5.6.2.1 CONDENSAÇÃO DE ÁGUA NO VESTUÁRIO**

Neste subcapítulo pretende-se verificar a capacidade do modelo SDLVE para traduzir o transporte de calor e massa através de uma peça de vestuário, quando há condensação de água nos poros do material. Uma situação em que o vapor de água condensa nos poros do têxtil é quando a temperatura do gás é superior à da fase sólida e a concentração de vapor de água é superior à concentração de saturação do vapor de água (à temperatura da fibra). Para estudar esta situação, replicou-se o teste experimental apresentado no subcapítulo 5.6.1, para um têxtil com 1,5 cm de espessura (coeficiente de transferência de massa na condensação inicial de  $1,5 \times 10^{-2} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ; restantes propriedades apresentadas na Tabela 5.7), inicialmente a 20 °C e em equilíbrio com uma humidade relativa de 30 %. A diferença de pressões entre a entrada e saída do gás é 10 kPa e, a partir do momento que o gás é alimentado ao têxtil, a temperatura no gás aumenta, apresentando um valor acima do da temperatura da fibra, durante os primeiros segundos (Figura 5.17a). Os resultados apresentados na Figura 5.17, obtidos a 5 mm da base do têxtil (Figura 5.11), mostram que a concentração de vapor de água é superior à concentração de saturação de vapor de água (Figura 5.17b), pelo que ocorre condensação de água nos poros do têxtil (Figura 5.17c). Na Figura 5.17c observa-se que se forma água líquida logo nos primeiros segundos, e que a fração desta diminui a partir desse momento, à medida que ocorre sorção de água na fibra (Figura 5.17d).

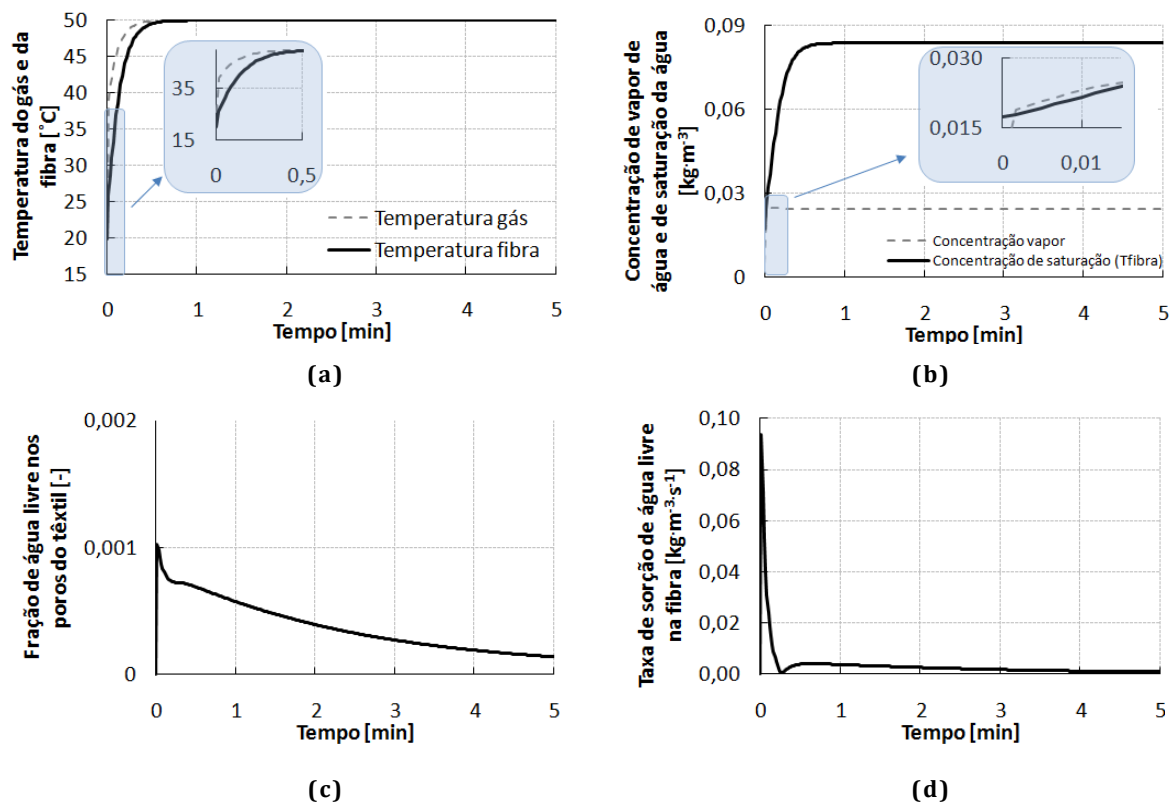


Figura 5.16 – Resultados obtidos a 5 mm da base do têxtil com o modelo SDLVE: a) temperatura do gás e da fibra, b) concentração de vapor de água e de saturação do vapor de água (à temperatura da fibra), c) fração de água livre nos poros do têxtil e d) taxa de sorção de água livre na fibra [coeficiente de transferência de massa na condensação inicial de  $1,5 \times 10^{-2} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ]

O coeficiente de transferência de massa na condensação foi considerado inicialmente igual a  $1,5 \times 10^{-2} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ , mas varia ao longo do tempo em função da temperatura (equação de Lewis; [2]). Porém, caso este valor varie, as previsões do teor de água no vestuário também são afetadas. Por exemplo, ao passar de um coeficiente de  $1,5 \times 10^{-3}$  para  $1,5 \times 10^{-1} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  (Figura 5.17), observa-se que a fração máxima de água livre aumenta de  $0,4 \times 10^{-3}$  para  $1,3 \times 10^{-3}$ .

Estes resultados mostram que o modelo SDLVE permite avaliar o desempenho de peças de vestuário em cenários de utilização que impliquem a condensação do vapor de água, nos poros do têxtil.

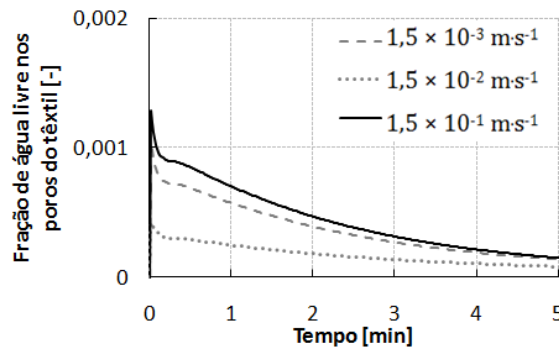


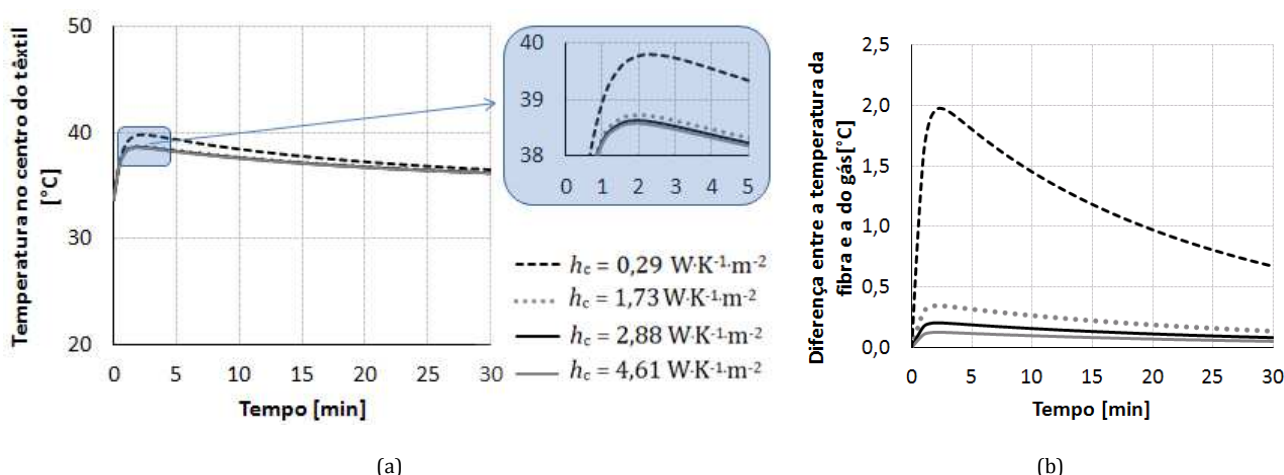
Figura 5.17 – Efeito do coeficiente de transferência de massa na condensação sobre a formação de água livre nos poros do têxtil, a 5 mm da entrada do gás

#### 5.6.2.2 ANÁLISE DE SENSIBILIDADE AOS PARÂMETROS AJUSTADOS

Realizaram-se novas simulações para a amostra mais hidrofílica (amostra I, Tabela 5.8), tendo-se considerado um desvio de 60 % em relação aos valores ajustados de  $h_c$ ,  $D_f$  e  $d_f$ . Os resultados obtidos são apresentados na Figura 5.15.

O ajuste do coeficiente  $h_c$  influencia as trocas de energia por convecção ao longo da superfície das fibras, entre a fase gasosa e sólida do têxtil (último termo da equação 5.15 e 5.16). O seu ajuste implica também que o coeficiente de transferência de massa ( $k_c$ ) seja ajustado (uma vez que ambos se relacionam através da relação de Lewis [1, 2]; equação 5.52), o que influencia as previsões das taxas de sorção de água livre na fibra e de evaporação/condensação da água (equação 5.42, 5.31 e 5.32). Porém, para as condições experimentais consideradas, não ocorre condensação de água livre nos poros do têxtil e, como também não existe inicialmente água livre, não ocorre evaporação. Assim sendo, as taxas de sorção de água livre na fibra e de evaporação/condensação da água são nulas, pelo que, o efeito do coeficiente  $h_c$  sobre estas taxas não será alvo de análise.

Um desvio de 60% no valor do  $h_c$  influencia pouco o perfil de temperatura obtido no centro do têxtil, tal como pode ser observado na Figura 5.18a.



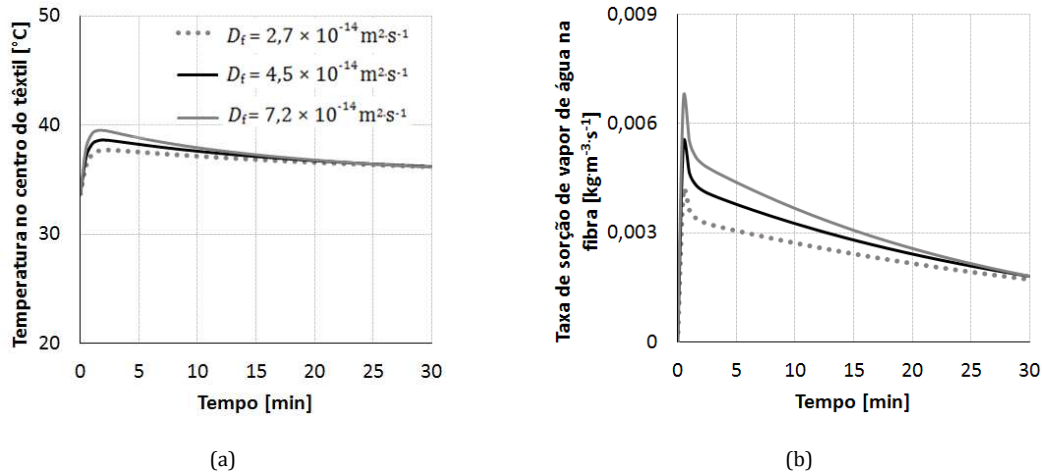
**Figura 5.18 - Efeito do ajuste do coeficiente de transferência de calor convectivo ( $h_c$ ) sobre as previsões numéricas, no centro do têxtil; a) temperatura da fibra e b) diferença entre a temperatura da fibra e a do gás**

Ao subestimar o coeficiente  $h_c$  (considerando  $h_c = 1,73 \text{ W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$  em vez de  $h_c = 2,88 \text{ W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$ ; Figura 5.18a), verifica-se que a temperatura na fibra é sobrestimada em apenas  $0,1^\circ\text{C}$ , passando de uma temperatura máxima de  $38,6^\circ\text{C}$  (com  $h_c = 2,28 \text{ W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$ ) para uma temperatura máxima de  $38,7^\circ\text{C}$  (com  $h_c = 1,73 \text{ W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$ ; Figura 5.18a). O aumento de temperatura na Figura 5.18a acontece porque a diminuição do coeficiente  $h_c$  implica a diminuição da taxa de transferência de energia da fase sólida (i.e. fibra + água líquida) para a fase gasosa. Neste cenário, aumenta a parte da energia libertada durante a condensação e sorção de água na fibra, a qual se acumula na fase sólida, o que faz com que a temperatura dessa mesma fase aumente, conduzindo a um aumento na diferença entre as temperaturas da fibra e do gás (Figura 5.18b).

Na Figura 5.18a verifica-se que o desajuste no coeficiente  $h_c$  só se torna significativo quando o desvio é bastante superior a 60 %, como é o caso de se considerar um coeficiente de  $0,29 \text{ W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-2}$  (desvio de  $1,2^\circ\text{C}$ ). Por essa razão pode-se concluir que um desajuste no coeficiente  $h_c$  não influencia significativamente os resultados.

O coeficiente  $D_f$  é utilizado nas equações que descrevem as taxas de sorção de água da fibra (equação 5.28) e de sorção de água livre na fibra (equação 5.43). Tal como referido anteriormente, neste caso não há água livre acumulada nos poros do têxtil e, como tal, a taxa de sorção de água livre na fibra é nula. Por essa razão, o efeito do coeficiente  $D_f$  sobre as previsões da taxa de sorção de água livre na fibra não será analisado.

Na Figura 5.19 são apresentadas as previsões de temperatura na fibra (Figura 5.19a) e da taxa de sorção de água na fibra (Figura 5.19b), para diferentes valores de  $D_f$ .

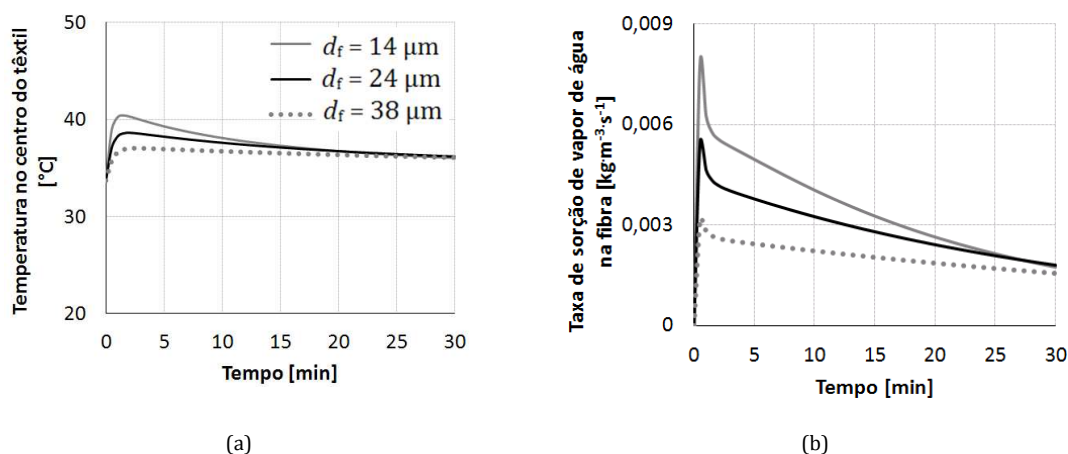


**Figura 5.19 - Efeito do ajuste do coeficiente de difusão de água na fibra ( $D_f$ ) sobre as previsões numéricas, no centro do têxtil; a) temperatura da fibra e b) taxa de sorção de vapor de água na fibra**

Na Figura 5.19a verifica-se que, ao aumentar o coeficiente  $D_f$  de  $4,5 \times 10^{-14} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$  para  $7,2 \times 10^{-14} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ , sobrestima-se a temperatura máxima em 0,9 °C. Tal ocorre porque o aumento do coeficiente  $D_f$  implica que a fibra passe a reter mais água. Para as condições de teste impostas (que implicam um aumento da concentração de água nos poros do têxtil), o aumento de  $D_f$  leva a um aumento da taxa de condensação e de sorção na fibra (Figura 5.19b). Durante o processo de condensação e sorção de água na fibra, mais energia é libertada, conduzindo a um aumento da temperatura na fibra (Figura 5.19a).

Por fim, o ajuste do diâmetro da fibra ( $d_f$ ) influencia a taxa de sorção de vapor de água (equação 5.28) e de água livre na fibra (equação 5.43), assim como a taxa de evaporação e condensação da água (equações 5.32 e 5.31, respetivamente). Estas taxas são inversamente proporcionais ao diâmetro da fibra, pelo que, ao sobrestimar o diâmetro da fibra subestimam-se as referidas taxas.

Na Figura 5.20, apresenta-se a influência de um desajuste do diâmetro sobre as previsões de temperatura e taxa de sorção de vapor de água na fibra.



**Figura 5.20 - Efeito do ajuste do diâmetro da fibra ( $d_f$ ) sobre as previsões numéricas, no centro do têxtil; a) temperatura da fibra e b) taxa de sorção de vapor de água na fibra**

Na Figura 5.20a verifica-se que ao sobrestimar o diâmetro da fibra, subestima-se a temperatura. Por exemplo, ao variar o diâmetro de 24 para 38  $\mu\text{m}$ , a temperatura máxima diminui 1,6  $^{\circ}\text{C}$ . Tal acontece porque ao sobrestimar o diâmetro da fibra, subestima-se a taxa de sorção de vapor de água na fibra Figura 5.20b, o que reduz a libertação de energia aquando da sorção.

Neste capítulo desenvolveu-se um modelo que descreve a transferência de calor e massa em têxteis. Tal modelo permite estudar o transporte de calor e massa através de peças de roupas com características/propriedades específicas, em função da aplicação final pretendida. Como próximo passo, pretende-se integrar tais modelos numa estratégia que permita otimizar o desempenho das peças de roupa em função de alguns pré-requisitos (p. ex. nível de atividade do indivíduo, condições ambientais durante o período de atividade, etc.). Além disso, pretende-se avaliar o desempenho da roupa quando se consideram condições fronteira constantes (i. e. do fluxo de calor e da taxa de sudção na pele) ou variáveis em função da termorregulação do corpo (i.e. fluxo de calor e taxa de sudção na pele determinados por um modelo de termorregulação).



## 5.7 PRINCIPAIS CONCLUSÕES

Em capítulos anteriores, considerou-se que o têxtil é constituído por fibra seca, água sorvida na fibra e vapor de água com impurezas inertes, presentes nos poros do têxtil. Tal modelo não permite analisar situações em que há condensação de água nos poros e escoamento de gás através do têxtil, p ex. atleta com nível de atividade elevado. Por essa razão, como evolução desse modelo considerou-se neste capítulo a possibilidade do vapor de água poder condensar/evaporar dentro dos poros e o gás escoar através do têxtil. De entre as abordagens analisadas para descrever o equilíbrio líquido-vapor da água, optou-se por utilizar a de Barker *et al.* [1], visto ser a única aplicada ao caso específico dos têxteis [2, 3]. O escoamento de gás através do têxtil foi modelizado segundo a Lei de Darcy.

Na formulação do modelo matemático considerou-se que a água líquida presente nos poros encontra-se imóvel na superfície das fibras (ou seja, que não há escoamento de líquido), que a água é sorvida/desorvida da fibra e difunde através da fibra, que a quantidade de água sorvida na fibra fica instantaneamente em equilíbrio com o vapor de água presente nos poros do têxtil, que a transferência de calor por radiação é desprezável e que o escoamento de gás através dos poros do têxtil é unidirecional.

O modelo SDLVE foi validado com soluções analíticas e resultados experimentais de outros autores e próprios, verificando-se que descreve com precisão o transporte de energia e de massa através do domínio de simulação.

## 5.8 REFERÊNCIAS

- [1] R. L. Barker, G. Song, H. Hamouda, D. B. Thompson, A. V. Kuznetsov, A. S. Deaton, P. Chitrphiromsri, *Modeling of Thermal Protection Outfits for Fire Exposures F01-NS50*, vol. 50, no. November. North Caroline State , 2004.
- [2] C. V Le, N. G. Ly, R. Postle, "Heat and mass transfer in the condensing flow of steam through an absorbing fibrous medium," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 38, no. 1, 1995, pp. 81–89.
- [3] Y. Li, Z. Qingyong, K. W. Yeung, "Influence of Thickness and Porosity on Coupled Heat and Liquid Moisture Transfer in Porous Textiles," *Textile Research Journal*, vol. 72, no. 5, 2002, pp. 435–446.
- [4] H. Wu, J. Fan, "Study of heat and moisture transfer within multi-layer clothing assemblies consisting of different types of battings," *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 47, no. 5, 2008, pp. 641–647.
- [5] J. Fan, X. Cheng, "Heat and Moisture Transfer with Sorption and Phase Change Through Clothing Assemblies: Part II: Theoretical Modeling, Simulation, and Comparison with Experimental Results," *Textile Research Journal*, vol. 75, no. 3, 2005, pp. 187–196.
- [6] J. Fan, X. Cheng, X. Wen, W. Sun, "An improved model of heat and moisture transfer with phase change and mobile condensates in fibrous insulation and comparison with experimental results," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 47, no. 10–11, 2004, pp. 2343–2352.
- [7] C. Ye, H. Huang, J. Fan, W. Sun, "Numerical Study of Heat and Moisture Transfer in Textile Materials by a Finite Volume Method," *Commun. Comput. Phys.*, vol. 4, no. 4, 2008, pp. 929–948.
- [8] I. W. Eames, N. J. Marr, H. Sabir, "The evaporation coefficient of water : a review," *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 40, no. 12, 1997, pp. 2963–2973.
- [9] R. Marek, J. Straub, "Analysis of the evaporation coefficient and the condensation coefficient of water," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 44, 2001, pp. 39–53.
- [10] W. H. Lee, *A pressure iteration scheme for two-phase flow modeling*. Los Alamos, New Mexico , 1979, pp. 407–431.
- [11] Ansys, "Ansys Fluent12.0: Evaporation-Condensation Model," 2009. [Online]. Disponivel em:  
<http://www.sharcnet.ca/Software/Fluent12/html/th/node344.htm>.
- [12] B. Fadhl, L. C. Wrobel, H. Jouhara, "Numerical modelling of the temperature distribution in a two-phase closed thermosyphon," *Applied Thermal Engineering*, 2013.

- [13] P. W. Gibson, M. Charmchi, "Modeling Convection/Diffusion Processes in Porous Textiles with Inclusion of Humidity-Dependent Air Permeability," *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, vol. 24, no. 5, 1997, pp. 709–724.
- [14] K. Vafai, *Handbook of porous media*, First edit. Marcel Dekker, Inc., 2000, pp. 71, 801.
- [15] P. Gibson, *Multiphase Heat and Mass Transfer through hygroscopic porous media with applications to clothing materials*. Massachusetts , 1996, pp. 36, 106,141.
- [16] M. W. Haynes, D. R. Lide, "Handbook of Chemistry and Physics." [Online]. Disponível em: <http://www.hbcpnetbase.com/>.
- [17] K. Prasad, W. Twilley, J. R. Lawson, "NISTIR 6881 - Thermal Performance of Fire Fighters' Protective Clothing. 1- Numerical Study of Transient Heat and Water Vapor Transfer," National Institute of Standards and Technology (Relatório técnico), pp. 1–32, 2002.
- [18] M. P. Sobera, "Flow , heat and mass transfer through protective textiles," Technische Universiteit Czestochowa geboren te Ilza, Polen, 2006, pp. 17, 24, 50.
- [19] H. Smirnov, "Hydrodynamics and Heat Transfer at Single-Phase Flow through Porous Media," em *Transport Phenomena in Capillary-Porous Structures and Heat Pipes*, H. Smirnov, Ed. Taylor & Francis Group/CRC, 2010, p. 17.
- [20] S. Jaganathan, H. Vaheditafreshi, B. Pourdeyhi, "A realistic approach for modeling permeability of fibrous media: 3-D imaging coupled with CFD simulation," *Chemical Engineering Science*, vol. 63, no. 1, 2008, pp. 244–252.
- [21] N. Pan, P. Gibson, *Thermal and moisture transport in fibrous materials*, First ed. Wookhead Publishing Limited, 2006, pp. 427, 442, 573.
- [22] J. H. Lienhard IV, J. H. Lienhard V, *A Heat Transfer Textbook*, Third Edit., vol. 108, no. 1. Phlogiston Press, Cambridge Massachusetts, 2006, pp. 218, 219, 698.
- [23] Y. A. Çengel, *Heat and Mass Transfer - A pratical approach*, Third edit. McGraw-Hill Science/Engineering/Math, 2007, pp. 374,385, 468, 478, 759.
- [24] P. Gibson, M. Charmchi, "The Use of Volume-Averaging Techniques to Predict Temperature Transients Due to Water Vapor Sorption in Hygroscopic Porous Polymer Materials," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 64, no. 3, 1997, pp. 493–505.
- [25] "Ergonomics of the thermal environment - Estimation of thermal insulation and water vapour resistance of a clothing ensemble -ISO 9920," p. 78, 2008.
- [26] K. Parsons, *Human thermal environments*, Second edi. Taylor & Francis, 2003, pp. 39, 42, 69, 141, 159, 355.
- [27] H. Tokura, M. Shimomoto, T. Tsurutani, T. Ohta, "Circadian variation of insensible perspiration in man," *International journal of biometeorology*, vol. 22, no. 4, 1978, pp. 271–8.

- [28] M. Sozen, K. Vafai, "Analysis of the non-thermal equilibrium condensing flow of a gas through a packed bed," *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 33, no. 6, 1990, pp. 1247–1261.

## **6. ESTUDO DO DESEMPENHO TÉRMICO DE PEÇAS DE VESTUÁRIO MULTICAMADA**

Desde uma manta em contacto com a pele de um indivíduo em repouso até ao vestuário de um atleta em competição, pretende-se desenvolver uma ferramenta que permita determinar as características ótimas de um produto têxtil, em função da sua aplicação. Para tal, nos capítulos anteriores, desenvolveram-se modelos que permitem analisar a transferência de calor e massa em têxteis expostos a diferentes cenários de utilização. Para otimizar o desempenho desses têxteis, múltiplos fatores têm de ser considerados, desde a sua espessura até à afinidade da fibra relativamente à água. Por essa razão, neste capítulo analisa-se o efeito de diversas propriedades e características de peças de vestuário sobre o seu desempenho. Além disso, apresenta-se uma estratégia que permite determinar, de uma forma expedita, o desempenho de peças de vestuário multicamada em função do nível de atividade do seu utilizador.

### **6.1 INTRODUÇÃO**

Uma peça de vestuário pode ser constituída por várias camadas de materiais, intercaladas entre si, com múltiplas funcionalidades. Por exemplo, alguns casacos de inverno são constituídos por um enchimento pouco condutor e por camadas de revestimento que acrescentam um aspeto mais apelativo ao produto e potenciam a sensação de bem-estar do seu utilizador (p. ex. através de uma textura macia). Produtos de proteção, como é o caso da farda de um bombeiro, têm uma arquitetura mais complexa, de forma a proteger os bombeiros durante a exposição a ambientes extremos. Uma das soluções apresentadas por Prasad *et al.* [1] inclui diferentes tipos de têxteis intercalados por uma camada de ar de forma a minimizar o aumento de temperatura junto à pele, minimizando assim queimaduras. Refira-se ainda que, de uma forma genérica, o vestuário deve apresentar uma estrutura que não dificulte a difusão do suor desde a pele até ao meio ambiente de forma a impedir que a humidade relativa junto à pele aumente, o que

dificultaria a evaporação do suor e por consequência resultaria numa sensação de desconforto [2].

Como Nielsen e Endrusick demonstram [3], a resposta do organismo ao nível da pele é função da estrutura da peça que o indivíduo utiliza durante atividades intermitentes. Para além de fatores como a estrutura dos têxteis (p. ex. tortuosidade e porosidade), as propriedades das fibras têm um papel relevante sobre as perdas de calor [4–6]. Keiser [7] avaliou o desempenho de diferentes conjuntos de camadas de têxteis ao longo do tempo, realizando testes com um manequim que imita, do ponto de vista da libertação de calor/massa, o funcionamento de um torso humano. Os resultados permitiram estudar a forma como as propriedades dos materiais utilizados, por exemplo a afinidade relativamente à água, afetam o transporte de calor através dos mesmos. Para conjuntos multilaminados, as propriedades do têxtil colocado em contacto com a pele do indivíduo estão fortemente relacionadas com a sensação de conforto. Tian *et al.* [8] simularam numericamente a transferência de calor através de conjuntos de três camadas de têxteis, considerando diferentes posições relativas, quando em contacto com um prato quente. Os autores verificaram que a camada em contacto com o prato determina as perdas de calor durante os primeiros segundos de utilização, devido à inércia térmica do têxtil. Posteriormente, os mesmos autores [9] incluíram um modelo de termorregulação na análise do desempenho dos conjuntos multicamada, verificando que as conclusões se mantinham. Para temperaturas negativas, Wu e Fan [10] verificaram que ao colocar o material mais hidrofílico junto à pele, a água acumulada dentro do vestuário diminui, assim como as perdas de calor através do mesmo. Verificaram ainda que a alteração da posição relativa de duas camadas de têxtil (lã e poliéster), faz alterar a quantidade de água retida, mesmo em experiências com 24 horas de duração. Estas variações no desempenho do vestuário multicamada levam a crer que o seu desempenho pode ser potenciado através da otimização das propriedades e características das camadas que o constituem.

Neste capítulo, estudou-se o desempenho de peças de vestuário multicamada durante períodos intermitentes de atividade física. Em linha com os testes experimentais realizados com o manequim torso [7, 11], avaliou-se o desempenho de peças quando expostas a diferentes taxas de libertação de calor e de água, de forma a simular o que ocorre quando o vestuário é utilizado durante atividades que impliquem diferentes taxas metabólicas e taxas de sudoração. Através de simulações numéricas, avaliou-se o efeito de diversas propriedades das fibras e características das camadas do vestuário, na temperatura e água retida. Por fim, desenvolveu-se uma estratégia que permite analisar de uma forma expedita diversos parâmetros e características do vestuário.

## 6.2 FORMULAÇÃO DO PROBLEMA

Durante atividades físicas intermitentes, o corpo apresenta taxas metabólicas e taxas de produção de suor que são função do nível de atividade. Quando um indivíduo realiza uma atividade moderada num ambiente termicamente neutro, o corpo não produz suor, no entanto, continua constantemente a libertar uma quantidade residual de vapor de água, a denominada perspiração insensível [12, 13]. Nesta situação, todo o vapor excretado pelo organismo é transportado da pele para o vestuário (Figura 6.1a).

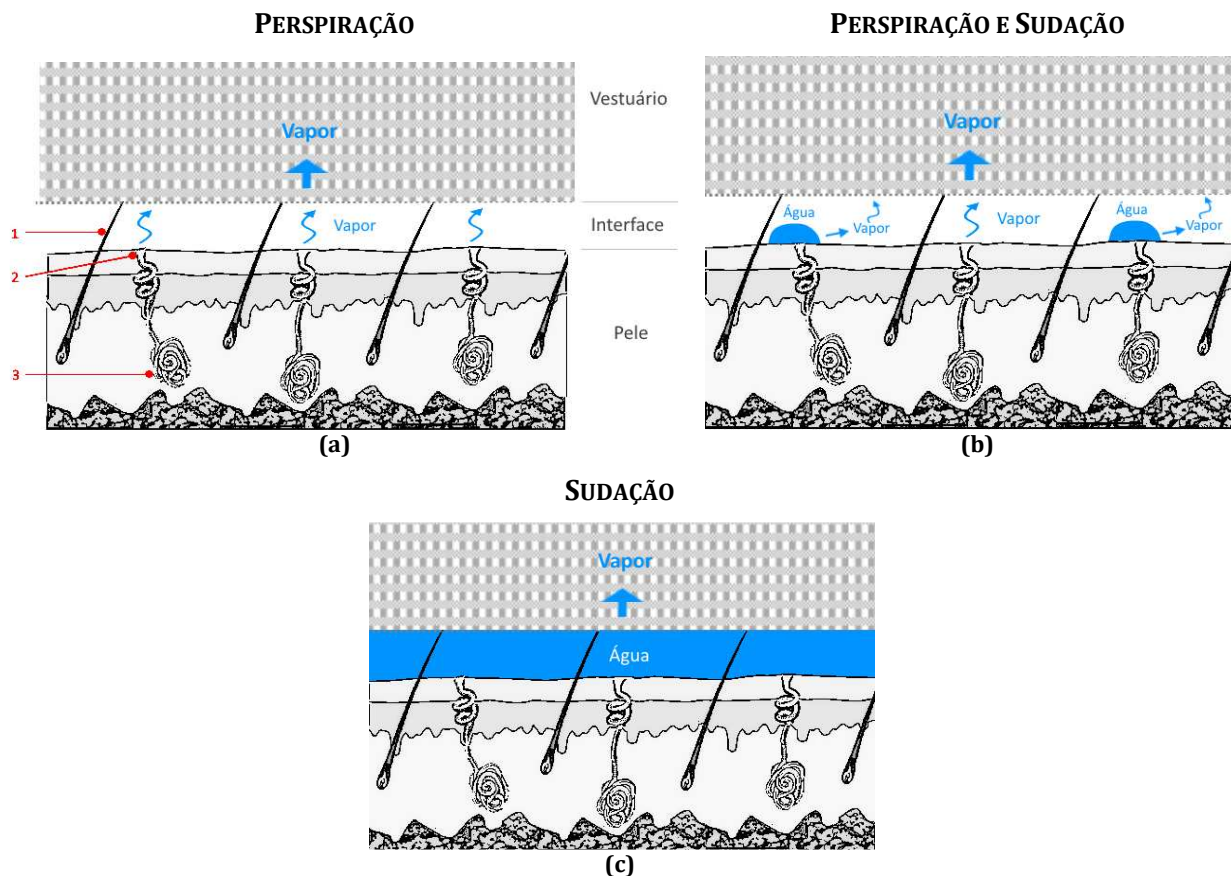
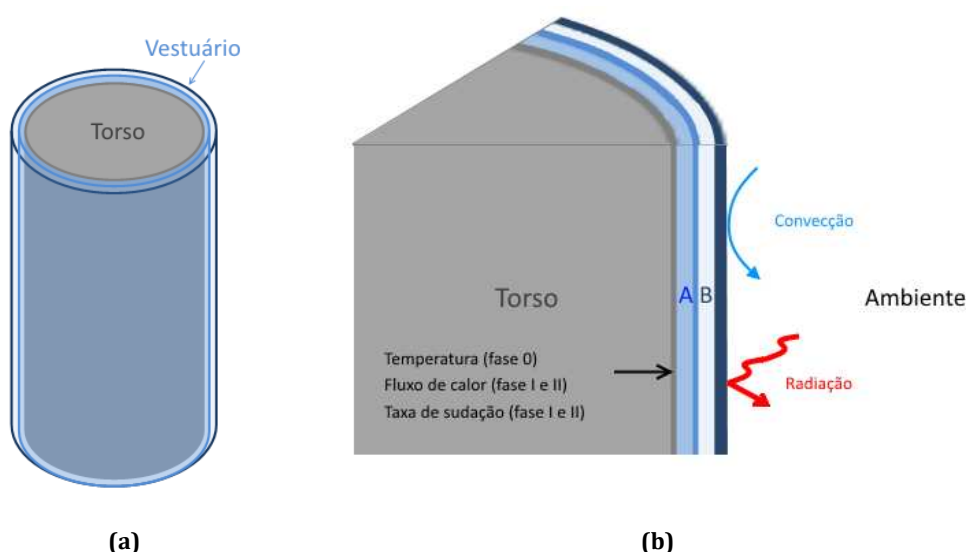


Figura 6.1 – Considerações sobre a interface pele-vestuário quando ocorre: a) perspiração, b) perspiração + sudação e c) sudação [legenda: 1 - pêlo, 2 - poro excretor e 3 - glândula sudorípara]

Quando aumenta a intensidade da atividade física ou a temperatura ambiente, o corpo pode começar a suar em algumas zonas do corpo. Com o aumento da área da pele ocupada por suor, diminui a área coberta de perspiração insensível [14]. Tal baseia-se no pressuposto de que a perspiração insensível e a sudação não ocorrem no mesmo local ao mesmo tempo [14], ocorrendo em alguns poros excretores libertação de vapor de água e noutros libertação de suor (Figura 6.1b). A água é evaporada na pele, e por essa razão, todo o vapor resultante da evaporação do suor e da perspiração é transportado para o vestuário (Figura 6.1b). No caso limite em que a taxa de sudação é muito elevada, forma-se um filme de água na pele (Figura 6.1c). Nesta situação, na interface pele-vestuário a concentração de vapor de água é igual à concentração de saturação da água e, quando não ocorre escoamento de água através do vestuário, apenas o vapor de água difunde através dos poros do material (Figura 6.1c).

Para replicar experimentalmente uma situação de uso que implique a sudação do indivíduo (Figura 6.1b e c), usualmente utilizam-se manequins térmicos como o torso [7, 11], para avaliar o desempenho de peças de vestuário expostas a diferentes níveis de atividade (Figura 6.2).

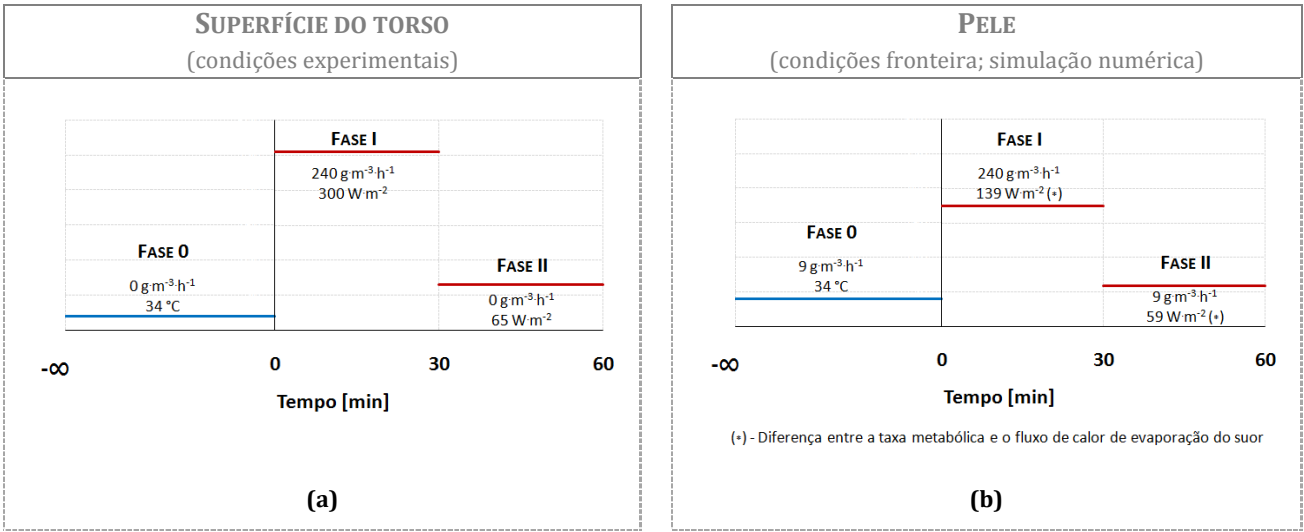


**Figura 6.2 – Esquema de um torso coberto por vestuário multicamada; a) equipamento completo e b) secção do torso com identificação das principais variáveis definidas no torso (as letras A e B representam 2 camadas de uma peça de vestuário)**

Durante os ensaios experimentais, o torso é coberto pelo vestuário e na sua superfície as condições de taxa de libertação de água ou de calor (ou de temperatura), são impostas de modo a simular diferentes fases de teste (Figura 6.2b e Figura 6.3a). A peça de



vestuário é exposta, sequencialmente, a três condições distintas junto ao torso, mantendo-se constantes as condições ambiente de temperatura, humidade relativa e velocidade do ar. Na fase inicial (Fase 0), a superfície do torso é mantida a temperatura constante e sem libertação de água (Figura 6.2b e Figura 6.3a). Na fase seguinte (Fase I, Figura 6.3a), simula-se uma situação em que o indivíduo realiza uma atividade intensa, definindo-se um fluxo de calor e uma taxa de libertação de água constantes, monitorizando-se a consequente variação de temperatura na superfície do torso. Na última fase (Fase II, Figura 6.3a) simula-se a situação em que o indivíduo diminui a intensidade de exercício, eliminando-se a libertação de água e reduzindo-se a taxa de libertação de calor.



**Figura 6.3 - Diferentes fases de teste a que o vestuário multicamada é exposto; a) parâmetros impostos na superfície do torso durante os ensaios experimentais e b) condições fronteira na pele definidas nos estudos numéricos**

Na modelização do transporte de energia e massa através do vestuário, consideraram-se também três fases de teste (Figura 6.3b), de modo similar às condições usualmente utilizadas nos ensaios experimentais ([7, 11]; Figura 6.2b). No entanto, nas fases em que o indivíduo não sua (Fase 0 e II, Figura 6.3b) optou-se por considerar a presença de perspirado insensível, aproximando desta forma as condições de simulação à realidade do corpo humano (Figura 6.1a). Na fase inicial do teste (Fase 0, Figura 6.3b), o indivíduo está parado e em equilíbrio com as condições ambiente, passando na fase seguinte (Fase I, Figura 6.3b) a exercer uma atividade física intensa, com uma taxa metabólica bastante elevada durante 30 minutos, interrompendo o exercício a partir desse momento (Fase II, Figura 6.3b). Durante as fases I e II (Figura 6.3b), considera-se que toda a água libertada pelo corpo é evaporada na pele e que o vapor de água formado difunde

através da estrutura do vestuário. Porém, caso a taxa de sudorese implique a saturação da superfície da pele (interface pele-vestuário, Figura 6.1c), a concentração de vapor de água considerada é a de saturação à temperatura da pele, o que implica uma taxa de vapor de água variável ao longo do tempo.

Nestes estudos, o transporte de energia e vapor através do vestuário é considerado unidirecional e ao longo da espessura do vestuário. Como as taxas de sudorese são elevadas (Fase I, Figura 6.3b), pode ocorrer condensação de vapor de água e acumulação de água livre nos poros do vestuário. Por essa razão, o modelo implementado baseia-se no modelo SDLVE apresentado no capítulo 5, com a particularidade de se ter considerado desprezável o escoamento de gás através dos poros do vestuário. Assim sendo, nos balanços energéticos à fase gasosa e à fase sólida anulou-se o termo referente ao escoamento de gás, pelo que, os balanços passam a ser traduzidos pela equação 6.1 e equação 6.2, respetivamente.

$$\varepsilon_y \cdot \rho_y \cdot C_{p_y} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -\varepsilon_y \cdot k_y \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + a_s \cdot h_c \cdot (T - T_f) = 0 \quad (6.1)$$

$$\begin{aligned} (\varepsilon_{bw} \cdot \rho_w \cdot C_{p_w} + \varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds} \cdot C_{p_{ds}} + \varepsilon_L \cdot \rho_L \cdot C_{p_L}) \cdot \frac{\partial T_f}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -[\varepsilon_{bw} + \varepsilon_{ds} + \varepsilon_L] \cdot k_\sigma \cdot \frac{\partial T_f}{\partial x} \right) \\ + \Delta h_{vap} \cdot (\dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS}) - Q_1 \cdot (\dot{m}_{GS} + \dot{m}_{LS}) - a_s \cdot h_c \cdot (T - T_f) = 0 \end{aligned} \quad (6.2)$$

De modo similar, alterou-se o balanço ao vapor de água nos poros do têxtil, resultando na seguinte equação,

$$\frac{\partial(\varepsilon_v \cdot \rho_v)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -D_{ef} \frac{\partial \rho_v}{\partial x} \right) = \dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS} \quad (6.3)$$

As restantes equações que traduzem os balanços à água retida na fibra (equação 5.41) e à água livre nos poros do têxtil (equação 5.44), assim como a relação entre as várias frações volúmicas que constituem o têxtil (equação 5.14), são iguais às deduzidas no capítulo 5. Mais detalhes sobre o modelo e as expressões que descrevem as propriedades do têxtil, como por exemplo a condutividade térmica do têxtil ou difusividade efetiva do vapor de água através do material, são também apresentadas no capítulo 5.

### 6.3 IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO

O problema é descrito por seis equações principais (6.1, 6.2, 6.3, 5.14, 5.41 e 5.44), cujas variáveis dependentes são a fração de gás ( $\varepsilon_g$ ), a temperatura da fase gasosa ( $T$ ), a temperatura da fase sólida ( $T_f$ ), a concentração de vapor de água ( $\rho_v$ ), a fração de água sorvida na fibra ( $\varepsilon_{bw}$ ) e a fração de água livre ( $\varepsilon_L$ ). Tal como no capítulo 5, também neste caso o sistema de equações foi implementado através de um módulo PDE (*Partial Differential Equations*) numa plataforma de FEM (*Finite Element Method*). Na Tabela 6.1 apresenta-se a definição das equações e na Tabela 5.2 os coeficientes das PDE que são definidos na plataforma.

As condições fronteira na superfície do torso (Figura 6.2b) foram definidas em função da fase de teste (Figura 6.3b), simulando deste modo as variações que ocorrem na pele do utilizador. Na fase 0 (equilíbrio com as condições ambiente; Figura 6.3b), considerou-se que a temperatura na pele e a taxa de perspiração eram constantes, nomeadamente 34 °C (*Dirichelet condition*) e 9 g·m<sup>-3</sup>·h<sup>-1</sup> (*Neuwmann condition*). O domínio de simulação foi inicializado com estas condições fronteira. Na fase I impôs-se uma taxa de sudação de 240 g·m<sup>-3</sup>·h<sup>-1</sup> e um fluxo de calor de 139 W·m<sup>-2</sup>. Este último valor resulta de se considerar que, da energia produzida pelo corpo (300 W·m<sup>-2</sup>; [15]), parte é utilizada para evaporar o suor libertado (161 W·m<sup>-2</sup> corresponde à evaporação de 240 g·m<sup>-3</sup>·h<sup>-1</sup>) e parte é efetivamente transferida para o vestuário (139 W·m<sup>-2</sup>)<sup>2</sup>. Na última fase, a pessoa interrompe o exercício físico, o que leva a uma redução da taxa de sudação para 9 g·m<sup>-3</sup>·h<sup>-1</sup> (equivalente à taxa de perspiração). Também neste caso, parte da energia perdida pela pele (i.e. 65 W·m<sup>-2</sup>; [12]) é utilizada para evaporar o suor (6 W·m<sup>-2</sup>), sendo a restante transferida para o vestuário (59 W·m<sup>-2</sup>).

---

<sup>2</sup> No caso da peça de vestuário em estudo apresentar uma resistência evaporativa muito elevada, de tal modo que não permita a passagem dos 240 g·m<sup>-3</sup>·h<sup>-1</sup> de vapor de água, a água acumula na pele, fazendo com que a concentração de vapor na pele seja igual à concentração de saturação da água. Por essa razão, quando tal acontece, na pele defini-se a concentração de vapor de água em vez da taxa de sudação.

**Tabela 6.1 - Balanços (equações 6.1, 6.2, 6.3, 5.14, 5.41 e 5.44) e formato das PDE definidas na plataforma de FEM**

Equações	Definição na plataforma de FEM
$\left\{ \begin{aligned} \varepsilon_{\gamma} \cdot \rho_{\gamma} \cdot C_{p_{\gamma}} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -\varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\gamma} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + a_s \cdot h_c \cdot (T - T_f) &= 0 \\ \left( \varepsilon_{bw} \cdot \rho_w \cdot C_{p_w} + \varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds} \cdot C_{p_{ds}} + \varepsilon_L \cdot \rho_L \cdot C_{p_L} \right) \cdot \frac{\partial T_f}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -[\varepsilon_{bw} + \varepsilon_{ds} + \varepsilon_L] \cdot k_{\sigma} \cdot \frac{\partial T_f}{\partial x} \right) \\ + \Delta h_{vap} \cdot (\dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS}) - Q_l \cdot (\dot{m}_{GS} + \dot{m}_{LS}) - a_s \cdot h_c \cdot (T - T_f) &= 0 \end{aligned} \right. \quad (6.1)$	$\begin{aligned} e_a \frac{\partial^2 \vec{u}}{\partial t^2} + d_a \frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + \nabla \cdot (-c \cdot \nabla \vec{u} - \alpha \cdot \vec{u} + \gamma) + \beta \cdot \nabla \vec{u} + a \cdot \vec{u} &= f \\ \vec{u} = [T, T_f]^T \quad \nabla = \left[ \frac{\partial}{\partial x} \right] \end{aligned}$
$\left\{ \begin{aligned} \frac{\partial(\varepsilon_{\gamma} \cdot \rho_v)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( -D_{ef} \frac{\partial \rho_v}{\partial x} \right) &= \dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS} \\ \varepsilon_{ds} + \varepsilon_{bw} + \varepsilon_L + \varepsilon_{\gamma} &= 1 \end{aligned} \right. \quad (6.3)$	$\begin{aligned} e_a \frac{\partial^2 \vec{u}}{\partial t^2} + d_a \frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + \nabla \cdot (-c \cdot \nabla \vec{u} - \alpha \cdot \vec{u} + \gamma) + \beta \cdot \nabla \vec{u} + a \cdot \vec{u} &= f \\ \vec{u} = [\rho_v, \varepsilon_{\gamma}]^T \end{aligned} \quad (5.14)$
$\rho_w \frac{\partial \varepsilon_{bw}}{\partial t} = \dot{m}_{GS} + \dot{m}_{LS} \quad (5.41)$	$e_a \frac{\partial^2 \varepsilon_{bw}}{\partial t^2} + d_a \frac{\partial \varepsilon_{bw}}{\partial t} + \nabla \cdot (-c \cdot \nabla \varepsilon_{bw} - \alpha \cdot \varepsilon_{bw} + \gamma) + \beta \cdot \nabla \varepsilon_{bw} + a \cdot \varepsilon_{bw} = f$
$\rho_w \frac{\partial \varepsilon_L}{\partial t} = -(\dot{m}_{LS} + \dot{m}_{LG}) \quad (5.44)$	$e_a \frac{\partial^2 \varepsilon_L}{\partial t^2} + d_a \frac{\partial \varepsilon_L}{\partial t} + \nabla \cdot (-c \cdot \nabla \varepsilon_L - \alpha \cdot \varepsilon_L + \gamma) + \beta \cdot \nabla \varepsilon_L + a \cdot \varepsilon_L = f$

**Tabela 6.2 - Coeficientes das PDE que traduzem as equações 6.1, 6.2, 6.3, 5.14, 5.41 e 5.44**

Equações	Coeficientes das PDE							
	$e_a$	$d_a$	$c$	$\alpha$	$\gamma$	$\beta$	$a$	$f$
(6.1)	0 <sub>2,2</sub>	$\begin{bmatrix} \varepsilon_\gamma \cdot \rho_\gamma \cdot Cp_\gamma & 0 \\ 0 & (\varepsilon_L + \varepsilon_{bw}) \cdot \rho_w \cdot Cp_w + \varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds} \cdot Cp_{ds} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} \varepsilon_\gamma \cdot k_\gamma & 0 \\ 0 & (\varepsilon_L + \varepsilon_{bw} + \varepsilon_{ds}) \cdot k_\sigma \end{bmatrix}$	0 <sub>2,2</sub>	0 <sub>2,2</sub>	0 <sub>2,2</sub>	$\begin{bmatrix} h_c \cdot a_s & -h_c \cdot a_s \\ -h_c \cdot a_s & h_c \cdot a_s \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 \\ -\{\Delta h_{vap} \cdot (\dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS}) - Q_l \cdot (\dot{m}_{GS} + \dot{m}_{LS})\} \end{bmatrix}$
(6.2)								
(6.3)	0 <sub>2,2</sub>	$\begin{bmatrix} \varepsilon_\gamma & \rho_v \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} D_{ef} & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$	0 <sub>2,2</sub>	0 <sub>2,2</sub>	0 <sub>2,2</sub>	$\begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} \dot{m}_{LG} - \dot{m}_{GS} \\ 1 - (\varepsilon_{ds} + \varepsilon_{bw} + \varepsilon_L) \end{bmatrix}$
(5.14)								
(5.41)	0	$\rho_w$	0	0	0	0	0	$\dot{m}_{GS} + \dot{m}_{LS}$
(5.44)	0	$\rho_w$	0	0	0	0	0	$-(\dot{m}_{LS} + \dot{m}_{LG})$

Na fronteira do domínio exposta às condições ambiente considerou-se que o calor é transferido por convecção e radiação (equações 6.4 e 6.5) enquanto a massa é removida por convecção (equação 6.6).

$$h_c \cdot (T_{\text{amb}} - T)_{x=L} = -\varepsilon_v \cdot k_v \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=L} \quad (6.4)$$

$$h_c \cdot (T_{\text{amb}} - T_f)_{x=L} + \varepsilon_r \cdot \sigma \cdot (T_{\text{amb}}^4 - T_f^4)_{x=L} = -(\varepsilon_{\text{bw}} + \varepsilon_{\text{ds}} + \varepsilon_L) \cdot k_\sigma \cdot \left. \frac{\partial T_f}{\partial x} \right|_{x=L} \quad (6.5)$$

$$k_c \cdot (\rho_{\text{amb}} - \rho_v)_{x=L} = -D_{\text{ef}} \left. \frac{\partial \rho_v}{\partial x} \right|_{x=L} \quad (6.6)$$

Nas equações anteriores,  $h_c$  é o coeficiente convectivo de transferência de calor,  $k_c$  o coeficiente de transferência de massa,  $T_{\text{amb}}$  a temperatura do meio ambiente e  $\rho_{\text{amb}}$  a concentração de vapor de água no meio ambiente. As equações 6.4 e 6.5 foram impostas nas PDE referentes à transferência de calor nas fases gasosa e sólida, respetivamente, através de uma condição do tipo *Flux/Source*. A equação 6.6 foi imposta na PDE referente à transferência de massa, também como uma condição do tipo *Flux/Source*. Este tipo de condição impõe um fluxo na fronteira do domínio (equação 6.7), sendo apenas necessário definir os seus coeficientes  $g$  e  $q$  (Tabela 6.3).

$$-\vec{n} \cdot (-c \cdot \nabla T - \alpha \cdot T + \gamma) = g - q \cdot T \quad (6.7)$$

$$\nabla = \left[ \frac{\partial}{\partial x} \right]$$

**Tabela 6.3 - Condições fronteira definidas para as PDE relativas ao transporte de calor (equação 6.4 e 6.5) e de massa (equação 6.7)**

Equação	$g$	$q$
(6.4)	$h_c \cdot T_{\text{amb}}$	$\begin{bmatrix} h_c & 0 \end{bmatrix}$
(6.5)	$h_c \cdot T_{\text{amb}} + \varepsilon_r \cdot \sigma \cdot T_f^4$	$\begin{bmatrix} 0 & h_c + \varepsilon_r \cdot \sigma \cdot T_f^3 \end{bmatrix}$
(6.6)	$0$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$
	$0$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$
	$k_c \cdot \rho_{\text{amb}}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & k_c & 0 \end{bmatrix}$
	$0$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$

As condições ambiente foram mantidas constantes ao longo do teste, nomeadamente temperatura de 20 °C, humidade relativa de 40 % e velocidade de escoamento do ar de 0,5 m.s<sup>-1</sup>.

Dada a geometria cilíndrica do equipamento (Figura 6.3) e assumindo que a direção do escoamento é perpendicular ao torso, determinou-se o coeficiente de transferência de calor ( $h_c$ ), tendo como base o número de Nusselt (Nu), obtido para escoamentos forçados em torno de cilindros [16], segundo a expressão,

$$Nu = \frac{h_c \cdot D}{k_a} = 0,3 + \frac{0,62 \cdot Re^{1/2} \cdot Pr^{1/3}}{[1 + (0,4/Pr)]^{1/4}} \cdot \left[ 1 + \left( \frac{Re}{282000} \right)^{5/8} \right]^{4/5} \quad (6.8)$$

A relação anterior é válida quando o produto entre o número de Reynolds (Re) e o número de Prandtl (Pr) é superior a 0,2 [16]. O número Re foi determinado para uma velocidade de escoamento de 0,5 m.s<sup>-1</sup> e o número Pr com base nas propriedades do ar à temperatura média do filme (27 °C; [17]). O diâmetro do torso ( $D$ ) foi definido igual a 0,3 m [18] e a condutividade do ar ( $k_a$ ) igual a  $2,64 \times 10^{-2}$  W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup> [17], pelo que, ao resolver a expressão 6.8, obtém-se um coeficiente  $h_c$  de 4,5 W.m<sup>-2</sup>.K<sup>-1</sup>. O coeficiente de transferência de massa ( $k_c$ ) foi determinado através da equação de Lewis (6.9; [16]), obtendo-se um valor de  $3,89 \times 10^{-3}$  m.s<sup>-1</sup>.

$$k_c = \frac{h_c}{\rho_a \cdot C_{pa} \cdot L_e^{2/3}} \quad (6.9)$$

O sistema de equações foi resolvido para um passo de integração de 1 s, tolerância relativa e absoluta das variáveis de 10<sup>-6</sup>, um esquema de discretização de segunda ordem e um número máximo de elementos de 2406.

No próximo subcapítulo, avalia-se o efeito de diversas propriedades e características do vestuário multicamada, quando exposto a diferentes cenários térmicos representando diferentes níveis de atividade física.

## **6.4 EFEITO DE VÁRIAS PROPRIEDADES/CARACTERÍSTICAS DE PEÇAS DE VESTUÁRIO SOBRE O SEU DESEMPENHO TÉRMICO**

As características/propriedades do vestuário influenciam as taxas de transporte de calor e massa através da sua estrutura, o que influencia as condições na pele e a percepção de conforto do utilizador. Por essa razão, analisou-se o efeito das características/propriedades da estrutura do vestuário assim como das fibras que o constituem, sobre as previsões de temperatura e teor de água junto da pele. Neste subcapítulo pretende-se avaliar o desempenho térmico de peças de vestuário constituídas por duas camadas (Figura 6.2b), com propriedades e características distintas, num cenário particular em que o indivíduo realiza atividades com níveis de intensidade variáveis ao longo do tempo (Figura 6.3b).

Como ponto de partida, considerou-se que a camada em contacto com a pele é de lã (camada A, Figura 6.2b) e a camada exposta às condições ambiente é de algodão (camada B, Figura 6.2b). Para analisar o efeito de cada propriedade sobre as taxas de transporte no vestuário, alterou-se um parâmetro de cada vez, mantendo-se as restantes propriedades constantes. As características e propriedades de cada camada são apresentadas na Tabela 6.4. As características gerais da peça de vestuário, como a espessura e a emissividade da superfície exposta às condições ambiente (camada B, Figura 6.2b), foram definidas com os valores 2,5 mm e 0,7 [19–21], respetivamente.

De seguida, analisa-se o efeito da alteração da espessura do vestuário multicamada (Tabela 6.4) sobre o desempenho térmico da peça.



**Tabela 6.4 - Propriedades da camada A (lã) e B (algodão) do vestuário multicamada (Figura 6.2b)**

Camada	Parâmetro	Unidade	Valor	Fonte
A (lã)	Condutividade fibra	$W \cdot K^{-1} \cdot m^{-1}$	0,20	Ref. [4]
	Calor específico fibra	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$	1360	Ref. [4]
	Massa volúmica fibra	$kg \cdot m^{-3}$	1300	Ref. [4]
	$Regain_f$	-	0,15	Ref. [4]
	Fator de sorção	$s^{-1}$	$7,81 \times 10^{-5}$	Ajustado
	Diâmetro fibra	m	$24 \times 10^{-6}$	Estimado
	Espessura camada	m	$11,25 \times 10^{-4}$	Estimado
	Fração de sólido	-	0,069	Experimental
	Tortuosidade	-	1,18	Experimental
B (algodão)	Condutividade fibra	$W \cdot K^{-1} \cdot m^{-1}$	0,16	Ref. [4]
	Calor específico fibra	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$	1210	Ref. [4]
	Massa volúmica fibra	$kg \cdot m^{-3}$	1550	Ref. [4]
	$Regain_f$	-	0,07	Ref. [4]
	Fator de sorção	$s^{-1}$	$3,13 \times 10^{-4}$	Ajustado
	Diâmetro fibra	m	$24 \times 10^{-6}$	Estimado
	Espessura camada	m	$11,25 \times 10^{-4}$	Estimado
	Fração de sólido	-	0,215	Experimental
	Tortuosidade	-	2,46	Experimental

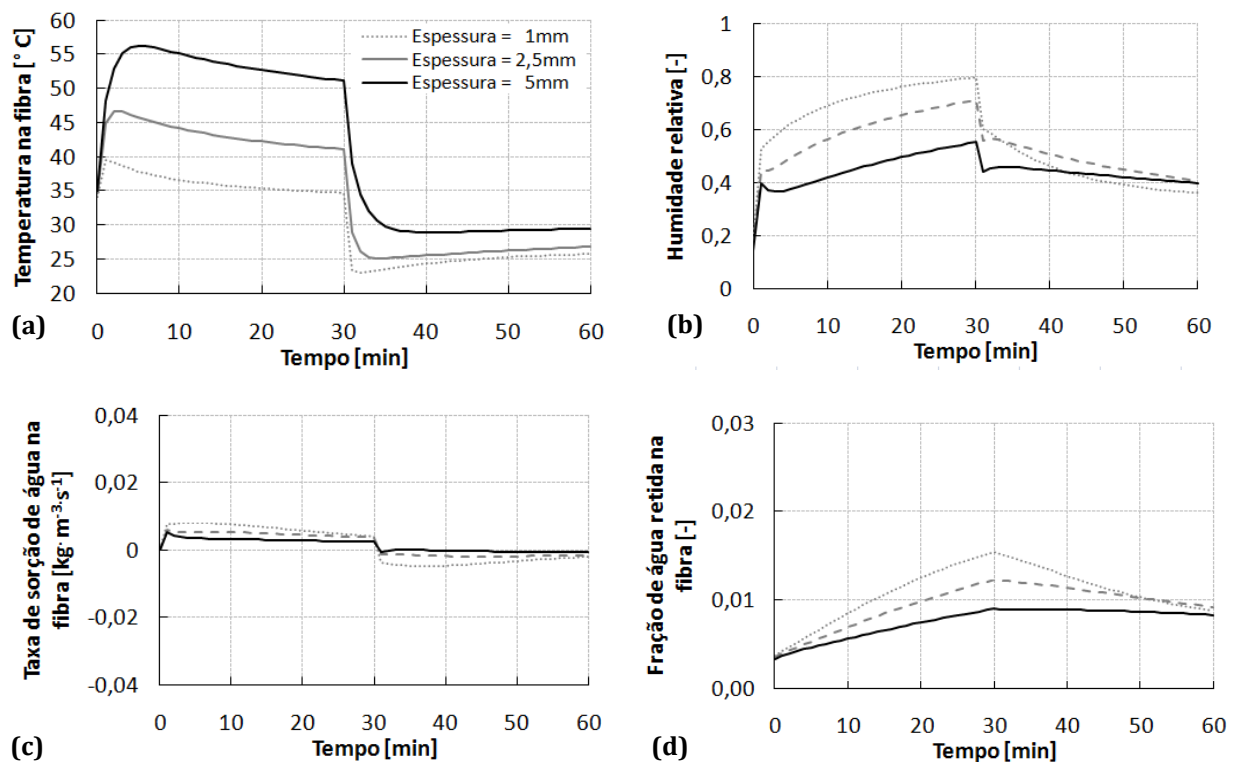
#### 6.4.1 ESPESSURA DO VESTUÁRIO

A espessura do vestuário influencia a resistência à passagem de calor, desde a pele até ao meio ambiente. Por essa razão, aumentando a espessura do vestuário verifica-se um aumento de temperatura na pele (Figura 6.4a).

Na Figura 6.4a, observa-se que um aumento na espessura de 4,0 mm resulta no aumento de 16,7 °C na temperatura máxima na pele. Este aumento de temperatura leva à diminuição do teor de água nos poros do vestuário (Figura 6.4b), fazendo diminuir a taxa de sorção de água e a fração de água na fibra (Figura 6.4c e d, respetivamente). Por exemplo, no fim da primeira fase de teste (fase I), ao aumentar a espessura do vestuário de 1 para 5 mm, a fração de água diminui de  $1,5 \times 10^{-2}$  para  $0,9 \times 10^{-2}$ , enquanto a temperatura na pele aumenta de 34,7 para 51,1 °C<sup>3</sup>. Ao iniciar a segunda fase de teste (fase

<sup>3</sup> Apesar da temperatura máxima na pele não ser razoável do ponto de vista de segurança (acima de 40 °C pode provocar dor [12]), optou-se por manter os valores de espessura considerados uma vez que estes permitem analisar de forma clara o efeito deste parâmetro no problema em estudo.

II), a taxa metabólica e a taxa de sudção são reduzidas, levando à consequente diminuição de temperatura e humidade relativa nos poros do vestuário (Figura 6.4a e b, respetivamente). Tal como era esperado, o vestuário mais espesso apresenta a temperatura mais elevada na pele quer durante quer no final do teste (Figura 6.4a). Na Figura 6.4a, observa-se que, ao fim de 60 minutos, ao aumentar a espessura de 1 para 5 mm, a temperatura na pele aumenta de 25,7 para 29,5 °C. Tal como era esperado, uma variação na espessura do vestuário influencia claramente as taxas de transporte de calor e massa através do material.



**Figura 6.4 - Efeito da variação da espessura do vestuário sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida**

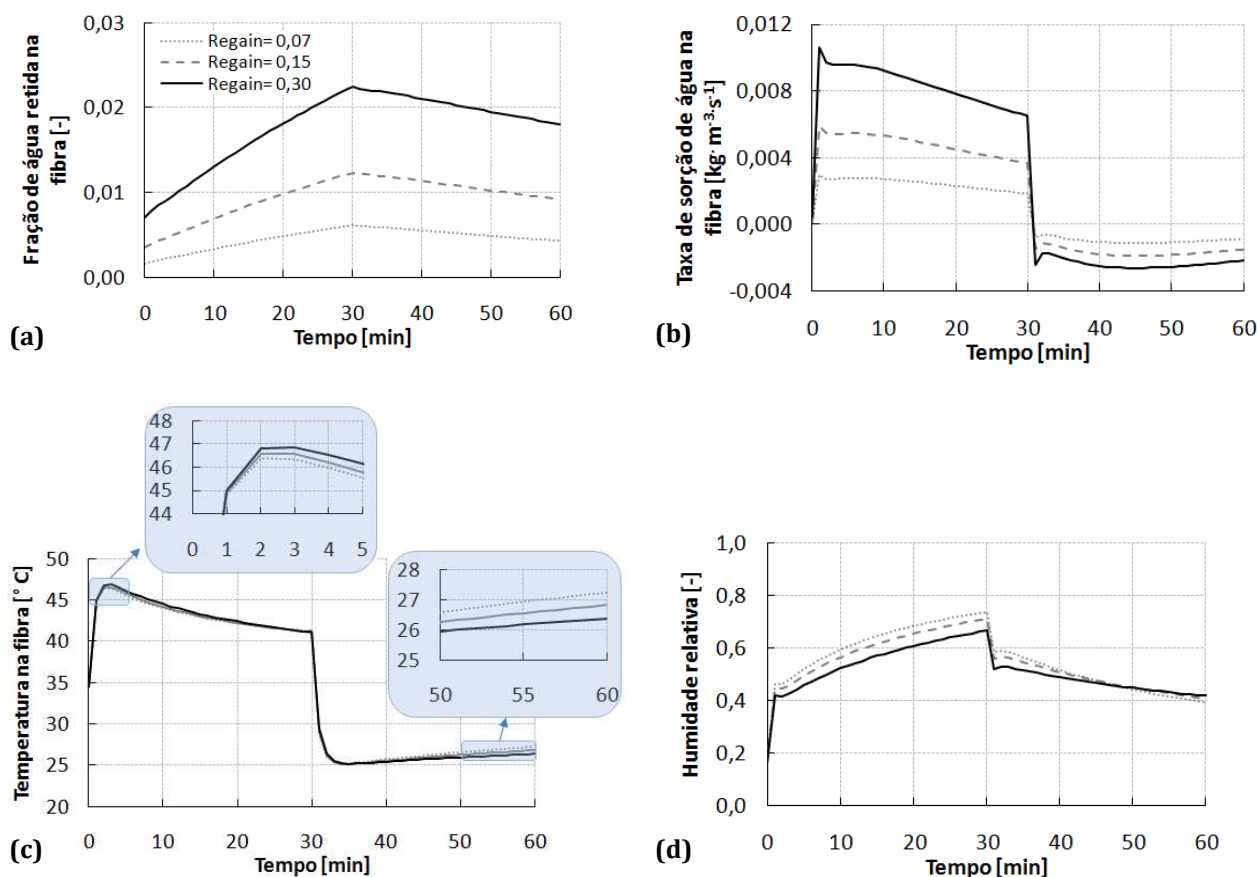
A espessura da peça de vestuário é um parâmetro frequentemente ajustado para adaptar a resistência térmica do vestuário, no entanto, se tal implicar um aumento substancial do peso da peça final, pode-se optar por alterar a emissividade da superfície exterior do vestuário ou a condutividade da fibra, tal como é apresentado nos anexos H.1 e H.2 respetivamente. Por um lado, o aumento da emissividade em 0,8 leva à diminuição da temperatura máxima na pele em 4,7 °C (anexo H.1), por outro lado, o aumento da condutividade da fibra em  $0,2 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$  resulta numa diminuição de 4,2 °C na temperatura

máxima (anexo H.2). Estas duas opções podem ser conseguidas através de diferentes tecnologias/métodos. Por exemplo, para alterar a emissividade da superfície do vestuário, pode-se recorrer a um revestimento à base de alumínio, através de plasma ou deposição de vapor (de alumínio; [22]). Além desta tecnologia ser dispendiosa e não estar disponível em todos os laboratórios de têxteis, o revestimento também reduz a permeabilidade da peça [23, 24], o que poderá não ser desejável. Por essa razão, a opção de trocar as fibras que constituem o vestuário por um material menos condutor, poderá ser preferível. Porém, essa alteração pode influenciar as taxas de transporte de calor e massa através da peça. Por essa razão, no próximo subcapítulo, analisa-se o efeito de alterar algumas das propriedades da fibra.

#### **6.4.2 REGAIN DA FIBRA**

O *regain* da fibra consiste na razão entre a massa de água retida na fibra e a massa de fibra seca [25]. Ao comparar diferentes tipos de fibras, a que for mais higroscópica apresentará uma maior quantidade de água sorvida na fibra e por consequência um maior *regain*. Nesta análise, avaliaram-se três valores de *regain* (0,07, 0,15 e 0,30), baseados em dados da literatura [25–27]. A alteração do valor de *regain* pode ser visto como a alteração da higroscopicidade das fibras.

Ao aumentar o *regain* das fibras da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) aumenta-se a capacidade da fibra para sorver água. Tal, traduz-se em maiores frações de água retida e em maiores taxas de sorção de água na fibra (Figura 6.5a e b, respetivamente) e, conseqüentemente, num aumento da temperatura na interface pele-vestuário (Figura 6.5c). Por exemplo, ao fim de 30 minutos de teste (Fase I, Figura 6.3b), uma variação de 0,23 no *regain* da fibra implica uma variação na temperatura da fibra de 0,13 °C (a temperatura do gás apresenta uma variação similar, pelo que não é apresentada) e um aumento da fração de água retida na pele de  $1,6 \times 10^{-3}$ . Este aumento na água retida junto da pele poderá resultar em fricção do vestuário na pele, originando irritação e desconforto ao utilizador.



**Figura 6.5 – Efeito da variação do *regain* da fibra da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele ao longo das diferentes fases de teste; a) fração de água na fibra, b) taxa de sorção de água na fibra, c) temperatura na fibra e d) humidade relativa**

Quando a intensidade de exercício diminui (tempo superior a 30 minutos), a pele passa a libertar uma taxa de sudção mínima, o que faz com que a humidade relativa junto da interface pele-vestuário também diminua (Figura 6.5d), passando a ocorrer desorção de água da fibra (taxa de sorção negativa, Figura 6.5b), e a consequente diminuição da fração de água sorvida (Figura 6.5a) e da temperatura (Figura 6.5c).

Durante a segunda fase de teste (Figura 6.5c), verifica-se que a fibra com maior *regain* (ou higroscopicidade) conduz a temperaturas mais baixas. Por exemplo ao fim de 60 minutos, a temperaturas na fibra (junto da pele) é de 27,2 e 26,4 °C, para um *regain* de 0,07 e de 0,30, respetivamente (Figura 6.5c). Tal acontece uma vez que, há mais água a ser removida da fibra, proveniente da maior acumulação na etapa anterior. Neste cenário, a energia de desorção e evaporação da água da fibra é elevada, resultando numa diminuição de temperatura (Figura 6.5c).

Com base nos resultados obtidos conclui-se que, quando o indivíduo apresenta um nível de atividade elevado, a temperatura na pele é ligeiramente superior quando a camada interna do vestuário é constituída por fibras de elevado *regain* (ou higroscopicidade; Figura 6.5c). Porém, na fase pós-exercício (tempo superior a 30 minutos na Figura 6.5c) obtém-se uma temperatura mais baixa quando se utilizam fibras com elevado *regain* na camada interna do vestuário. As mesmas tendências são verificadas quando se altera a higroscopicidade das fibras da camada externa do vestuário (ver anexo H.3), tendo-se observado que o aumento do *regain* da fibra da camada externa do vestuário de 0,07 para 0,30 resulta no aumento da temperatura máxima em 2,5 °C. Tal leva a concluir que, de um modo geral, durante a fase de atividade física intensa (fase I, Figura 6.3b) ao aumentar o *regain* das fibras do vestuário obtêm-se temperaturas na pele mais elevadas (Figura 6.5c e Figura H.6a). Na fase pós-exercício (tempo superior a 30 minutos na Figura 6.5c) observa-se o contrário.

Ao produzir as peças de vestuário, pode-se alterar o *regain* da fibra por substituição do tipo de fibra. Para ter *regains* mais elevados deve-se privilegiar a utilização de fibras celulósicas como a seda artificial raion, cujo *regain* varia entre os 11 e os 13 % [28]. Para ter um *regain* baixo deve-se privilegiar a utilização de fibras de poliéster [26]. Ao alterar o tipo de fibra também se alteram outras propriedades inerentes ao tipo de fibra, como o coeficiente de difusão de água na fibra.

#### 6.4.3 COEFICIENTE DE DIFUSÃO DA ÁGUA NA FIBRA

O coeficiente de difusão da água na fibra ( $D_f$ ) traduz o transporte de água através da fibra, sendo utilizado para determinar as taxas de sorção de vapor de água e de água livre na fibra (equações 5.28 e 5.43, respetivamente). Por essa razão, um aumento deste coeficiente resulta em maiores taxas de sorção/desorção. Nesta análise, os valores do coeficiente de difusão baseiam-se em valores reportados na literatura [26, 27] e nos valores obtidos experimentalmente no capítulo 4.

Como se pode observar na Figura 6.6a, ao aumentar o coeficiente de difusão da camada interna do vestuário, aumenta a taxa de sorção de água, o que conduz a temperaturas mais elevadas durante os primeiros minutos (Figura 6.6b). Na Figura 6.6b

observa-se que um aumento do coeficiente de  $6 \times 10^{-15}$  para  $6 \times 10^{-10} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$ , resulta num aumento de  $3,5 \text{ }^\circ\text{C}$  na temperatura máxima junto à pele. Após os primeiros minutos de teste, esta diferença de temperatura tende para zero (Figura 6.6b), à medida que as taxas de sorção se aproximam (Figura 6.6a).

Na segunda fase do teste (tempo superior a 30 minutos), verifica-se que maiores coeficientes de difusão da fibra implicam uma temperatura junto à pele mais baixa (Figura 6.6b), devido à maior taxa de desorção de água da fibra (taxas negativas, Figura 6.6a). Ao fim de 60 minutos, observa-se uma diferença de  $0,8 \text{ }^\circ\text{C}$  entre as temperaturas obtidas junto à pele com um coeficiente de difusão de  $6 \times 10^{-15}$  e de  $6 \times 10^{-10} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$ .

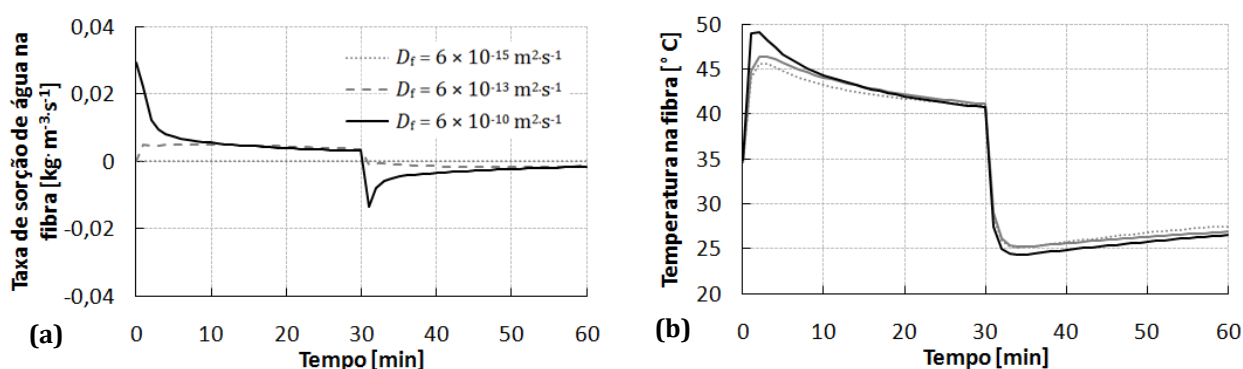


Figura 6.6 - Efeito da variação do coeficiente de difusão de água da fibra ( $D_i$ ) da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra e b) temperatura na fibra

De seguida (Figura 6.7) apresentam-se os resultados obtidos no centro do vestuário, quando se altera o coeficiente de difusão das fibras que constituem a camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b).

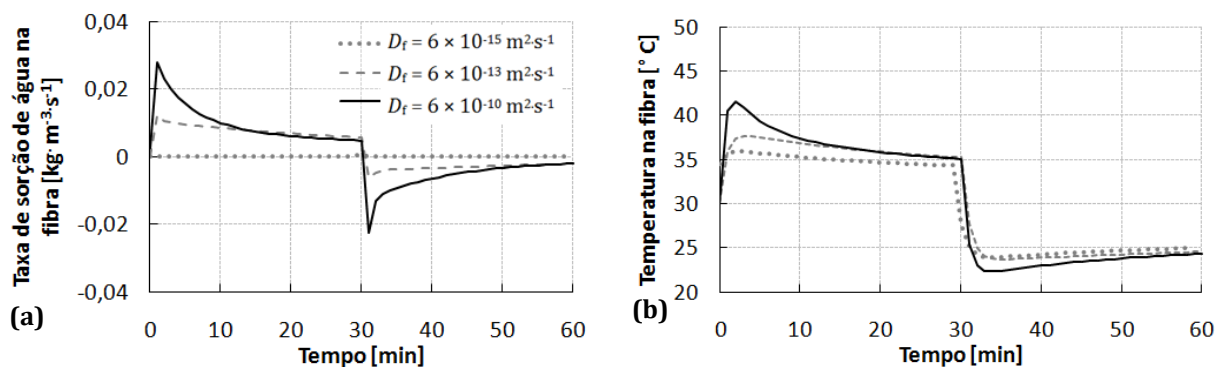
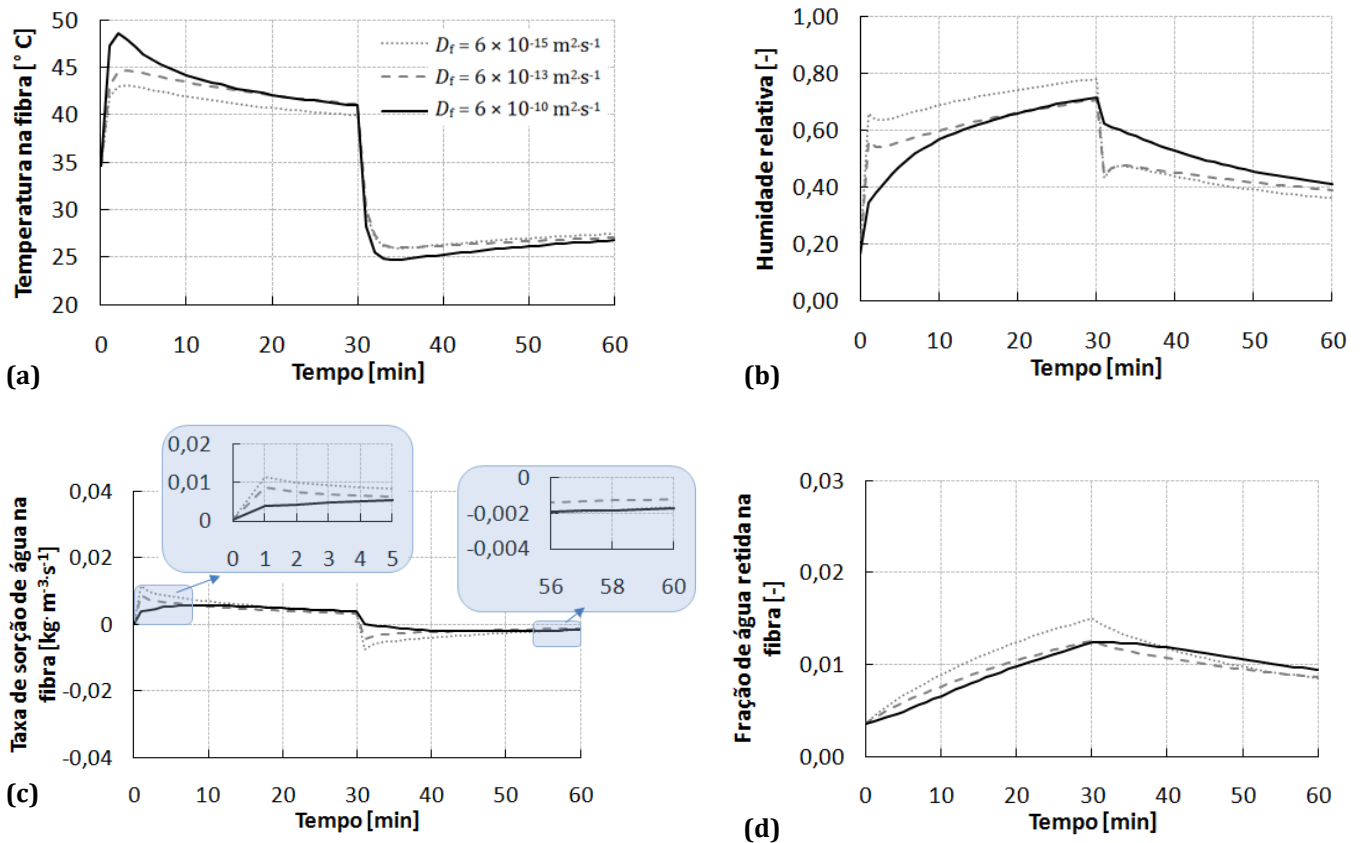


Figura 6.7 - Efeito da variação do coeficiente de difusão de água da fibra ( $D_i$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas no centro do vestuário, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra e b) temperatura na fibra

Ao aumentar o coeficiente da fibra da camada externa, verifica-se que, no centro do vestuário, aumenta a taxa de sorção de água na fibra (Figura 6.7a), pelo que, a energia libertada devido à condensação do vapor de água e à sorção de água na fibra conduz a um aumento de temperatura (Figura 6.7b). Com o menor coeficiente ( $6 \times 10^{-15} \text{ m}^2\cdot\text{s}^{-1}$ , Figura 6.7b), obtém-se a temperatura máxima de  $35,9 \text{ }^\circ\text{C}$  enquanto que, com o maior coeficiente ( $6 \times 10^{-10} \text{ m}^2\cdot\text{s}^{-1}$ , Figura 6.7b), obtém-se uma temperatura máxima de  $41,6 \text{ }^\circ\text{C}$ .

A camada externa do vestuário está exposta a uma temperatura ambiente mais baixa do que a temperatura da pele, pelo que, quando a temperatura no centro do vestuário aumenta (Figura 6.7b), a energia libertada pela pele acumula na camada interna do vestuário, o que faz com que a temperatura desta zona aumente (Figura 6.8a).



**Figura 6.8 - Efeito da variação do coeficiente de difusão de água da fibra ( $D_f$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura na fibra, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida na fibra**

Ao aumentar o coeficiente de difusão da fibra da camada externa de  $6 \times 10^{-15}$  para  $6 \times 10^{-10} \text{ m}^2\cdot\text{s}^{-1}$ , a temperatura máxima junto à pele aumenta em  $5,5 \text{ }^\circ\text{C}$  (Figura 6.8a). Este

aumento de temperatura (Figura 6.8a) leva à diminuição da humidade relativa (Figura 6.8b), o que, por sua vez, faz diminuir a taxa de sorção de água na fibra (Figura 6.8c) e a fração de água retida (Figura 6.8d). Esta variação na temperatura máxima é mais significativa quando se altera o coeficiente de difusão das fibras da camada externa (Figura 6.8a) do que quando se altera o coeficiente de difusão da camada interna (Figura 6.6b; 5,5 versus 3,5 °C). Por exemplo, se em vez de se utilizarem fibras com coeficiente de difusão baixo ( $6 \times 10^{-15} \text{ m}^2\text{s}^{-1}$ ) na camada interna, se passar a utilizar essas fibras na camada externa, a temperatura máxima na pele diminui 3,4 °C (Figura 6.6b e Figura 6.8a, respetivamente).

Dos resultados obtidos na fase I do teste conclui-se que, um aumento no coeficiente de difusão da fibra implica um aumento de temperatura na pele (Figura 6.6b e Figura 6.8a). No entanto, quando o indivíduo interrompe o exercício, as fibras com coeficiente de difusão mais elevado, são responsáveis por uma diminuição de temperatura na pele, principalmente logo após a interrupção do exercício (dos 30 aos 40 minutos, Figura 6.6b e Figura 6.8a).

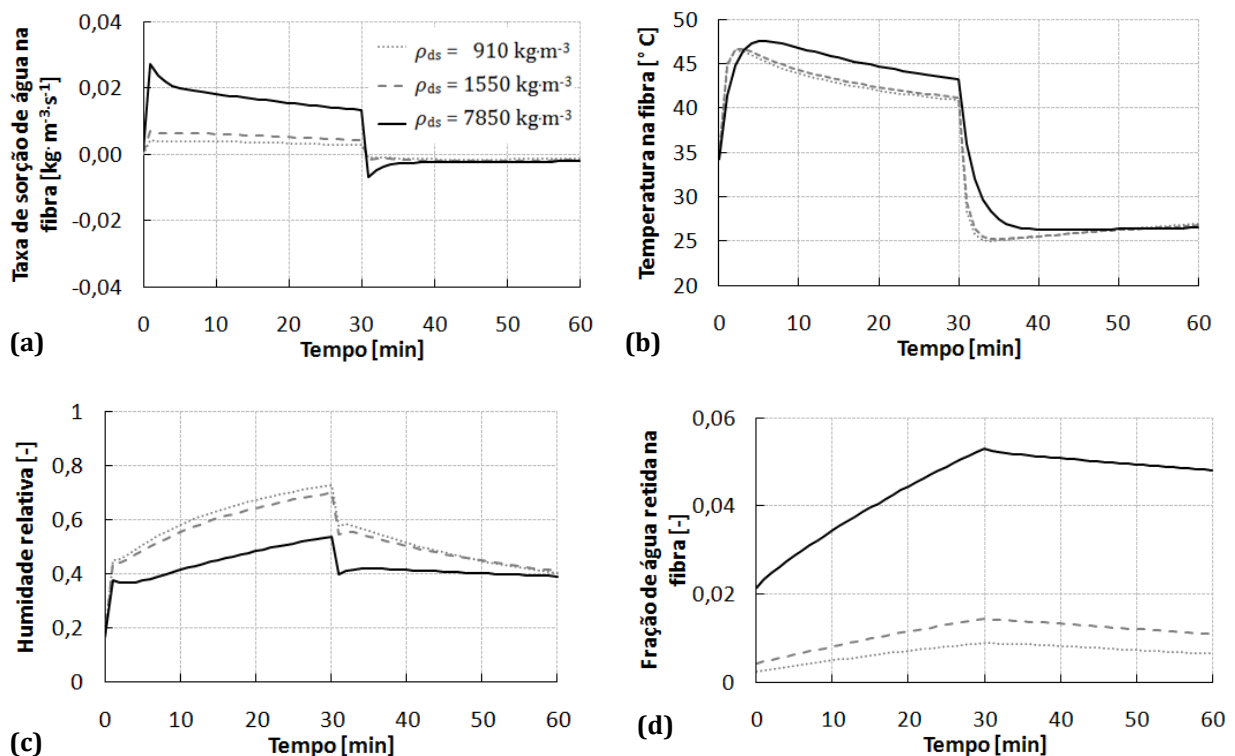
Para alterar o coeficiente de difusão de água da fibra pode-se alterar o número de filamentos da fibra. Por exemplo, a fibra ao passar de um filamento para vários filamentos retorcidos [28], passa a apresentar uma estrutura mais complexa, o que faz diminuir o coeficiente de difusão. No entanto, uma variação no número de filamentos da fibra, faz variar outras propriedades da fibra tais como a sua massa volúmica. Para estudar o efeito desta propriedade sobre o desempenho do vestuário multicamada, no próximo subcapítulo apresentam-se resultados de novas simulações em que se fez variar a massa volúmica das fibras.

#### **6.4.4 MASSA VOLÚMICA DA FIBRA**

A massa volúmica da fibra ( $\rho_{ds}$ ) influencia o termo cumulativo do balanço energético da fase sólida (equação 6.2), a quantidade de água retida na fibra (equação 5.29) assim como as taxas de sorção de vapor de água e de água livre na fibra (equações 5.28 e 5.43, respetivamente). Duas das massas volúmicas consideradas nesta análise, baseiam-se em valores reportados na literatura, nomeadamente 910 e 1550  $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$  [26, 29, 30]. Considerou-se ainda um terceiro valor mais elevado (7850  $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ; [31]), para avaliar o desempenho do vestuário multicamada.



Ao aumentar a massa volúmica da fibra que constitui a camada interna, verifica-se que, ocorre um aumento da taxa de sorção de água na fibra (Figura 6.9a), o qual leva a um aumento da temperatura na pele (Figura 6.9b). Por exemplo, o aumento da massa volúmica de 910 para 7850 kg·m<sup>-3</sup> resulta no aumento da temperatura máxima em 1,1 °C (Figura 6.9b). Durante a fase I do teste, a fibra com maior massa volúmica apresenta ainda uma maior taxa de sorção de água (Figura 6.9a) e uma maior fração de água retida na fibra; a fração varia durante a fase I de  $20,0 \times 10^{-3}$  para  $50,0 \times 10^{-3}$ . Durante esta fase, com a fibra menos densa na camada interna, a fração de água retida aumenta de  $2,5 \times 10^{-3}$  para  $9,0 \times 10^{-3}$  (Figura 6.9d).



**Figura 6.9 - Efeito da variação da massa volúmica da fibra ( $\rho_{ds}$ ) da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra, b) temperatura, c) humidade relativa e d) fração de água retida**

Na segunda fase do teste (tempo superior a 30 minutos, Figura 6.9b), a diminuição do calor libertado pela pele faz com que a temperatura na pele diminua súbita e drasticamente. Esta diminuição é mais lenta nas fibras mais densas, uma vez que apresentam maior inércia térmica e, por consequência, demoram mais tempo a dissipar energia. Por essa razão, apesar da fibra mais densa desorver uma quantidade de água

superior (o que implica maior absorção de energia; Figura 6.9a), verifica-se que, durante os primeiros 15 minutos da fase II de teste, as fibras com maior massa volúmica apresentam junto à pele a temperatura mais elevada (Figura 6.9b). A partir desse momento, esta temperatura pouco varia com a massa volúmica da fibra (Figura 6.9b).

Na fase II do teste a taxa de sudção é reduzida para valores mínimos (i. e. taxa de perspiração, fase II da Figura 6.3), pelo que a humidade relativa diminui (Figura 6.9c), levando à consequente desorção de água das fibras (Figura 6.9a). Na Figura 6.9d observa-se que as fibras mais densas continuam a apresentar frações de água retida mais elevadas. Por exemplo, no final da fase II, o vestuário junto da pele apresenta uma fração de água retida de  $6,5 \times 10^{-3}$ , para a massa volúmica de  $910 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ , e uma fração de  $48,0 \times 10^{-3}$ , para a massa volúmica de  $7850 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ .

Nos resultados obtidos observa-se que uma camada interna do vestuário constituída por fibras de massa volúmica elevada, conduz a uma temperatura na pele elevada. O mesmo se verifica quando se utilizam fibras densas na camada externa do vestuário (anexo H.4), em que um aumento de  $6940 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$  na massa volúmica resulta num aumento de  $2,3 \text{ }^{\circ}\text{C}$  na temperatura máxima na pele. Em termos de água retida junto à pele, para reduzir esta fração pode-se utilizar fibras pouco densas na camada interna ou fibras bastante densas na camada externa do vestuário, tal como é demonstrado no anexo H.4. Deste modo, evitam-se problemas de irritação da pele por fricção do vestuário e diminui-se a sensação de desconforto causada pelo colar/descolar da peça na pele (o que pode ocorrer para valores de água muito elevados).

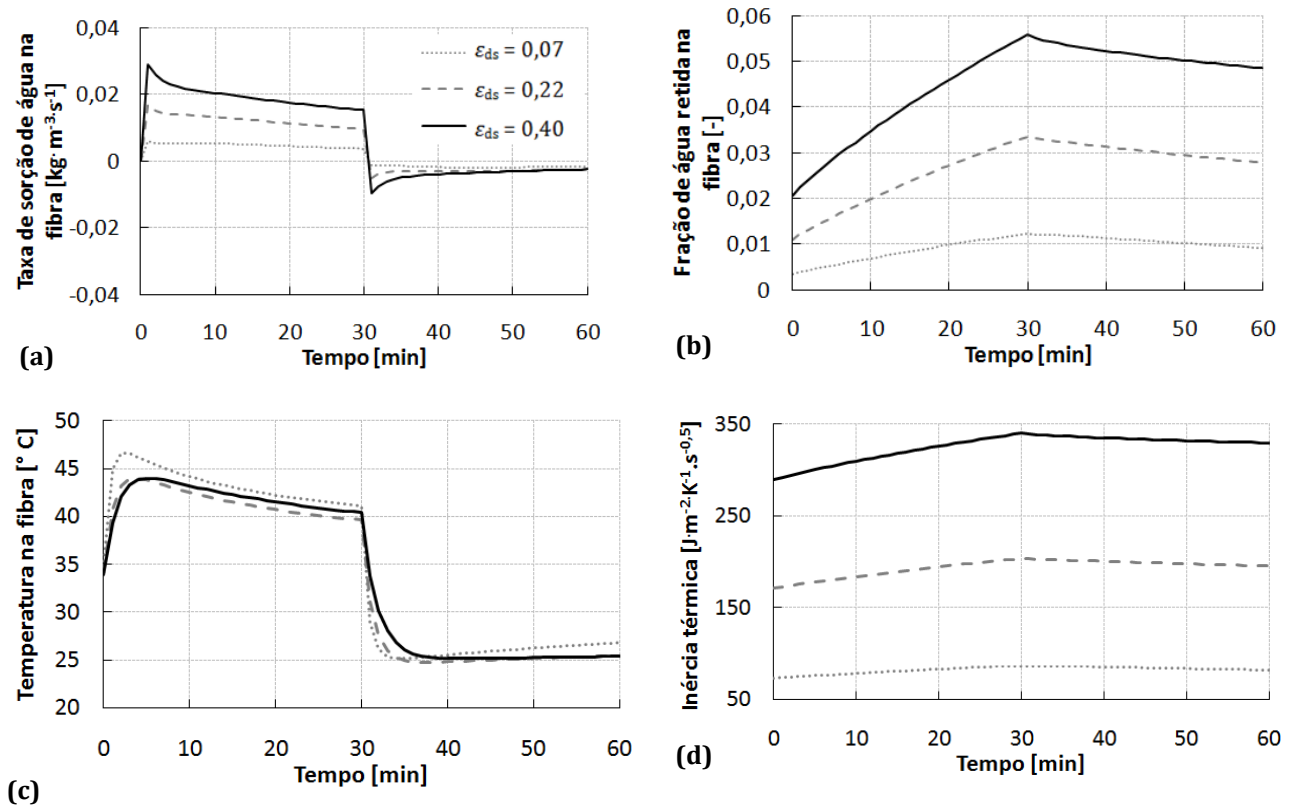
Um outro parâmetro que influencia o termo cumulativo do balanço energético da fase sólida (equação 6.2) é o calor específico da fibra. Porém, este não influencia significativamente as taxas de transporte através do vestuário e, por essa razão, os resultados foram remetidos para anexo (anexo H.5).

#### **6.4.5 FRAÇÃO DE FIBRA**

A fração de fibra do vestuário ( $\varepsilon_{ds}$ ) influencia as propriedades relacionadas com o transporte de vapor de água, nomeadamente a difusividade efetiva do vapor de água através do vestuário (equação 5.39), as taxas de condensação e evaporação de água livre (equações 5.31 e 5.32, respetivamente) e as taxas de sorção de água na fibra proveniente

do vapor de água e da água livre (equações 5.28 e 5.43, respetivamente). Várias propriedades da fase sólida do vestuário são também função da fração de fibra como a massa volúmica, condutividade térmica e calor específico efetivo. Nesta análise, consideraram-se valores de fração de fibra experimentais (capítulo 4) e reportados na literatura [26, 29, 30].

O aumento da fração de fibra na camada interna do vestuário faz aumentar a taxa de sorção de água na fibra e, por consequência, a fração de água retida (Figura 6.10a e b, respetivamente). Por exemplo, ao fim de 30 minutos, o aumento da fração de fibra de 0,07 para 0,40 aumenta aproximadamente 5 vezes a fração de água retida (de  $1,2 \times 10^{-2}$  para  $5,6 \times 10^{-2}$ ).



**Figura 6.10 - Efeito da variação da fração de fibra ( $\epsilon_{ds}$ ) da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra, b) fração de água retida, c) temperatura e d) inércia térmica**

Durante os primeiros 5 minutos, apesar de ocorrer libertação de energia devido à condensação do vapor de água e sorção da água na fibra, a temperatura máxima na pele é menor para as frações de fibra mais elevadas (Figura 6.10c). Tal ocorre porque o aumento da fração de fibra faz aumentar a inércia térmica do material (Figura 6.10d), por

consequência, reduzindo a taxa de elevação de temperatura (Figura 6.10c). Após atingir um valor máximo, a temperatura na pele diminui e, no caso da fração de fibra mais elevada, essa redução de temperatura ocorre a uma taxa mais baixa (Figura 6.10c). No final da fase I de teste, o aumento da fração de fibra de 0,07 para 0,40 resulta na diminuição de 0,7 °C na temperatura da pele (Figura 6.10c).

Quando se considera uma fração de fibra mais elevada, o efeito da maior inércia térmica é novamente mais evidente nos tempos iniciais da fase II do teste (nos primeiros 7 minutos, Figura 6.10c).

Um estudo similar foi realizado para avaliar o efeito da fração de fibra da camada externa do vestuário, tendo-se observado tendências semelhantes (anexo H.6). Por exemplo, a temperatura máxima na pele aumenta 0,8 °C quando se diminui a fração de fibra da camada externa de 0,40 para 0,07. Em relação ao teor de água junto da pele, verificou-se que a fração de fibra da camada externa não influencia significativamente os resultados.

De um modo geral, conclui-se que a diminuição da fração de fibra conduz a uma temperatura na pele mais elevada, durante as fases I e II de exercício. Para minimizar a fração de água retida junto à pele, é prudente utilizar uma camada interna do vestuário com uma fração de fibra baixa. Para tal pode-se reduzir o número de fibras que constituem a teia e a trama do têxtil [28], sendo que esta alteração pode influenciar a tortuosidade do têxtil. Em todo o caso, refira-se que uma análise ao efeito da tortuosidade mostrou que este parâmetro não influencia significativamente o desempenho térmico da peça de vestuário (ver anexo H.7).

Após analisar o efeito de diversas propriedades e características da peça de vestuário sobre o seu desempenho, desenvolveu-se uma estratégia que permite conjugar vários parâmetros em simultâneo e avaliar, de um modo expedito, o desempenho de cada peça. No anexo I apresenta-se a formulação dessa estratégia e a sua utilização para otimizar uma peça de vestuário. Das várias combinações de propriedades, verificou-se que, para obter uma temperatura na pele entre os 34 e 40 °C durante as fases I e II, o vestuário deverá apresentar uma espessura de 1 mm, uma condutividade da fibra maior que 0,1 e uma massa volúmica da fibra menor que 7850 kg·m<sup>-3</sup>.

Durante as análises discutidas neste capítulo, consideraram-se condições fronteira estáticas na pele (taxas de sudção e metabólicas constantes). Porém, como a pele se encontra em contato com uma peça de vestuário que vai alterando as suas propriedades durante a sua utilização, é expectável que o corpo também seja influenciado pela mudança das propriedades do vestuário. Por essa razão, no próximo capítulo apresenta-se a integração de um modelo de termorregulação com o modelo de transferência de calor e de massa, desenvolvido ao longo deste capítulo.

## 6.5 PRINCIPAIS CONCLUSÕES

No desenvolvimento de peças de vestuário, há diversas propriedades e características dos materiais que podem ser ajustadas aquando da sua construção: espessura, fração de fibra e tipo de fibra. Por essa razão, avaliou-se o efeito de diversas propriedades das fibras (*regain*, coeficiente de difusão de água na fibra, condutividade térmica, massa volúmica e calor específico) e características das camadas de têxtil (emissividade da superfície externa, tortuosidade, fração de fibra e espessura), no desempenho de vestuário. As peças foram avaliadas durante uma situação de uso, em que o vestuário foi exposto a diferentes níveis de atividade do utilizador (p. ex. atividade intensa seguida de um período de reduzida atividade).

Durante as análises numéricas, demonstrou-se que variações na espessura, condutividade da fibra e emissividade da superfície externa do vestuário influenciam claramente a evolução de temperatura junto à pele, durante atividades com diferentes níveis de libertação de calor/suor. Pelo contrário, propriedades como a tortuosidade e calor específico das fibras, não apresentam um efeito significativo nas taxas de transporte através do vestuário. Durante o período de atividade intensa (fase I do teste), um aumento no coeficiente de difusão de água na fibra e no *regain* das fibras implica um aumento da temperatura máxima na pele e da fração de água retida na fibra, respetivamente. No pós-exercício (fase II), observa-se a tendência oposta, pelo que, as fibras com maior coeficiente de difusão de água na fibra e *regain*, originam temperaturas na pele mais baixas. Também se observou que fibras mais densas implicam inércias térmicas mais elevadas e, como tal, maior acumulação de energia no vestuário e variação de temperatura mais lenta.

De modo a tornar o processo de estudo e seleção das propriedades do vestuário mais expedito, apresentou-se neste capítulo e no Anexo I uma estratégia que permite determinar, de uma forma sistemática, o desempenho de peças de vestuário multicamada em função do nível de atividade do indivíduo. Esta estratégia permite automatizar a análise de diferentes parâmetros sobre as taxas de transporte através de materiais têxteis, o que contribui para apoiar e acelerar as atividades de desenvolvimento do produto.

## 6.6 REFERÊNCIAS

- [1] K. Prasad, W. Twilley, J. R. Lawson, "NISTIR 6881 - Thermal Performance of Fire Fighters' Protective Clothing. 1- Numerical Study of Transient Heat and Water Vapor Transfer," National Institute of Standards and Technology (Relatório técnico), pp. 1–32, 2002.
- [2] A. K. Haghi, *Heat & Mass Transfer in Textiles*, Second. Montreal WSEAS Press, 2011, p. 97.
- [3] R. Nielsen, T. L. Endrusick, "Thermoregulatory responses to intermittent exercise are influenced by knit structure of underwear," *European Journal of Applied Physiology*, vol. 60, 1990, pp. 15–25.
- [4] P. Gibson, M. Charmchi, "The Use of Volume-Averaging Techniques to Predict Temperature Transients Due to Water Vapor Sorption in Hygroscopic Porous Polymer Materials," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 64, no. 3, 1997, pp. 493–505.
- [5] J. Fan, X. Cheng, Y.-S. Chen, "An experimental investigation of moisture absorption and condensation in fibrous insulations under low temperature," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 27, no. 6, 2003, pp. 723–729.
- [6] Y. Li, Z. X. Luo, "Physical mechanisms of moisture diffusion into hygroscopic fabrics during humidity transients," *J. Text. Inst.*, vol. 91, no. 2, 2000, pp. 302–316.
- [7] C. Keiser, "Moisture management in firefighter protective clothing," Swiss Federal Institute of Technology, 2007, p. 18,38,42,47.
- [8] M. Tian, S. Zhu, N. Pan, L. Qu, G. Han, F. Pan, "Effects of layering sequence on thermal response of multilayer fibrous materials: Unsteady-state cases," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 41, 2012, pp. 143–148.
- [9] M. Tian, S. Zhu, N. Pan, "Skin thermal stimulation on touching cool fabric from the transient stage to steady-state stage," *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 53, 2012, pp. 80–88.
- [10] H. Wu, J. Fan, "Study of heat and moisture transfer within multi-layer clothing assemblies consisting of different types of battings," *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 47, no. 5, 2008, pp. 641–647.
- [11] L. C. Wang, Y. C. Chang, Y. C. Shis, "The evaluation of moisture management fabrics," em *The Fiber Society 2012 Spring Conference*, 2012, p. 32.
- [12] K. Parsons, *Human thermal environments*, Second edi. Taylor & Francis, 2003, pp. 39, 42, 69, 141, 159, 355.
- [13] H. Tokura, M. Shimomoto, T. Tsurutani, T. Ohta, "Circadian variation of insensible perspiration in man," *International journal of biometeorology*, vol. 22, no. 4, 1978, pp. 271–8.

- [14] A. P. Gagge, A. A. J. Stolwijk, Y. Nishi, "An effective temperature scale based on a simple model of human physiological regulatory response," *ASHRAE TRANSACTIONS*, vol. 77, 1971, pp. 247–262.
- [15] I. American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers, *Ashrae ® Handbook - Fundamentals*, Inch-pound., vol. 30329, no. 404. 2009, p. 9.6.
- [16] Y. A. Çengel, *Heat and Mass Transfer - A practical approach*, Third edit. 2007, pp. 374,385, 468, 478, 759, 761.
- [17] M. W. Haynes, D. R. Lide, "Handbook of Chemistry and Physics." [Online]. Disponivel em: <http://www.hbcpnetbase.com/>.
- [18] A. Psikuta, "Development of an 'artificial human' for clothing research," De Montfort University Leicester, 2009, pp. 40, 131.
- [19] D. Ding, T. Tang, G. Song, A. MacDonald, "Characterizing the performance of a single-layer fabric system through a heat and mass transfer model - Part II: Thermal and evaporative resistances," *Textile Research Journal*, vol. 81, no. 9, 2011, pp. 945–958.
- [20] D. Ding, T. Tang, G. Song, A. MacDonald, "Characterizing the performance of a single-layer fabric system through a heat and mass transfer model - Part I: Heat and mass transfer model," *Textile Research Journal*, vol. 81, no. 4, 2010, pp. 398–411.
- [21] A. Ghazy, "Air gap in protective clothing during flash fire exposure," University of Saskatchewan, 2011, p. 20.
- [22] H. Mattila, *Intelligent textiles and clothing*. Wodhead Publishing Limited, p. 264.
- [23] A. R. Horrocks, S. C. Anand, *Handbook of technical textiles*. CRC Press, 2000, p. 461.
- [24] A. K. Sen, "Coating with functional materials," em *Coated Textiles: Principles and Applications*, Second., B. Raton, Ed. Taylor & Francis Group, LLC, 2008, p. 191.
- [25] W. E. Morton, W. S. Hearle, *Physical properties of textile fibres*, Fourth edi. Woodhead Publishing Limited, 2008, pp. 179, 187, 188.
- [26] P. W. Gibson, M. Charmchi, "Modeling Convection/Diffusion Processes in Porous Textiles with Inclusion of Humidity-Dependent Air Permeability," *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, vol. 24, no. 5, 1997, pp. 709–724.
- [27] C. V Le, N. G. Ly, R. Postle, "Heat and mass transfer in the condensing flow of steam through an absorbing fibrous medium," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 38, no. 1, 1995, p. 81.
- [28] P. K. Chatterjee, B. S. Gupta, *Textile Science and Technology 13 - Absorbent Technology*, First. Elsevier Science, 2002, pp. 202, 203, 211, 233.
- [29] J. Fan, X. Wen, "Modeling heat and moisture transfer through fibrous insulation with phase change and mobile condensates," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 45, no. 19, 2002, pp. 4045–4055.



- [30] N. Pan, P. Gibson, *Thermal and moisture transport in fibrous materials*, First ed. Wookhead Publishing Limited, 2006, pp. 427, 442, 573.
- [31] J. H. Lienhard IV, J. H. Lienhard V, *A Heat Transfer Textbook*, Third Edit., vol. 108, no. 1. Phlogiston Press, Cambridge Massachusetts, 2006, pp. 218, 219, 698.
- [32] A. K. Sen, "Polymeric materials for coating," em *Coated Textiles: Principles and Applications*, Second., B. Raton, Ed. Taylor & Francis Group, LLC, 2008, p. 40.
- [33] "Ergonomics of the thermal environment - Estimation of thermal insulation and water vapour resistance of a clothing ensemble -ISO 9920," p. 78, 2008.



## **7. EFEITO DA TERMORREGULAÇÃO SOBRE O DESEMPENHO DE VESTUÁRIO MULTICAMADA**

No capítulo anterior, estudou-se a influência de diversas características do vestuário sobre a temperatura da pele de um indivíduo, durante períodos consecutivos de 30 minutos com diferentes níveis de atividade física. Foram identificados fatores-chave que permitiram otimizar o desempenho térmico de vestuário multicamada. Porém, assumiu-se que, na pele, o fluxo de calor assim como a taxa de sudação eram constantes. No entanto, a adequabilidade desta suposição depende de múltiplos fatores, desde as propriedades térmicas do vestuário aos mecanismos de termorregulação do corpo. Se o nível de atividade for muito intenso, o indivíduo poderá suar ao ponto do vestuário ficar saturado de água, o que influencia a condutividade térmica do conjunto e por consequência as perdas de calor pela pele. Por essa razão, neste capítulo, analisou-se o efeito de se considerar a ponte entre o modelo de transferência de calor e massa no conjunto multicamada (TCMT) e um modelo de termorregulação (TR). Esta ponte visa criar uma estratégia realista de simulação dos fluxos de calor e massa junto à pele, durante a análise do transporte de calor e massa através do vestuário.

### **7.1 INTRODUÇÃO**

Ao longo das últimas décadas, vários modelos de termorregulação têm sido desenvolvidos com um nível crescente de complexidade ao nível da descrição dos fenômenos de termorregulação e do número de regiões do corpo consideradas [1]. Por exemplo, Gagge *et al.* [2] representaram a fisiologia do humano como sendo representada por dois cilindros concêntricos: um núcleo e uma camada externa. Em modelos mais recentes, várias zonas do corpo são consideradas, como a cabeça, peito, pernas, etc. [3–6], com diversas camadas em cada região do corpo, como a pele, gordura, músculo e *core* [7–9]. Nestes modelos, a influência da peça de vestuário sobre a resposta térmica do corpo é considerada através da definição de propriedades da peça como a resistência térmica e o índice de permeabilidade ao vapor de água.

Os modelos de termorregulação têm sido frequentemente utilizados para prever as respostas termorregulatórias de indivíduos em diversos ambientes com diferentes níveis de intensidade de exercício [4, 10, 11], sendo também reportados estudos sobre o conforto térmico de indivíduos em compartimentos fechados, como edifícios [12–14] e cabines de avião [7].

Por um lado, os diversos modelos de termorregulação reportados na literatura [2–9] modelizam a sudação e a remoção do calor por evaporação do suor na pele [4, 15–18], sendo detalhados ao ponto de discernir o vapor de água que difunde através da epiderme (perspiração insensível [19]) e o suor excretado pelas glândulas sudoríparas (perspiração sensível ou sudação). Por outro lado, nas análises em que o indivíduo está vestido, as propriedades do vestuário são consideradas constantes [2, 4, 8], e, mesmo na situação de taxas de sudação elevadas, estas análises não prevêem a acumulação de água nos poros do vestuário e a consequente variação das propriedades da peça. Tal poderá implicar previsões pouco realistas. Por essa razão, será interessante integrar um modelo de transferência de calor e massa no vestuário com um modelo de termorregulação, de forma a estudar o efeito de uma alteração das propriedades do vestuário sobre a resposta térmica do organismo.

## **7.2      MODELO MATEMÁTICO [MODELO TR]**

Neste capítulo implementou-se o modelo de termorregulação com 65 nós desenvolvido por Tanabe *et al.* [20], cujas previsões numéricas mostraram representar com precisão resultados experimentais [4]. O modelo baseia-se nos dados antropométricos de um homem com 74,43 kg e área superficial de 1,87 m<sup>2</sup> [20]. Tal modelo considera que o corpo do indivíduo tem 16 zonas (i.e. cabeça, peito, costas, pélvis, ombro esquerdo, ombro direito, braço esquerdo, braço direito, mão esquerda, mão direita, coxa esquerda, coxa direita, perna esquerda, perna direita, pé esquerdo e pé direito), com 4 camadas em cada zona (i.e. *core*, músculo, gordura e pele) e um nó central. Este nó representa o sangue existente na região central do corpo e centraliza as trocas de calor entre o sangue e as restantes zonas do corpo. Na Figura 7.1 apresenta-se um esquema do modelo de termorregulação com 65 nós, representando as zonas do corpo pela letra *i* e as camadas do corpo pela letra *j*.

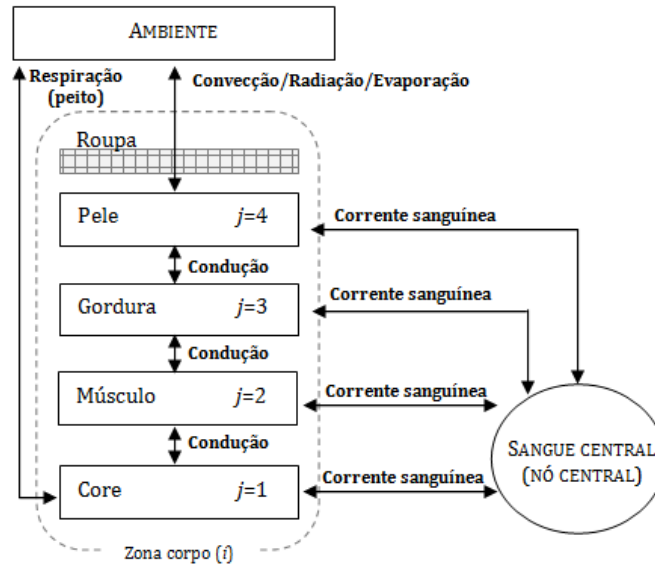


Figura 7.1 - Esquema do modelo de termorregulação com 65 nós [20]

Em cada zona do corpo (zona corpo ( $i$ ), Figura 7.1), considera-se que o calor é transferido em série através das camadas do corpo (*core*, músculo, gordura e pele). Cada camada troca calor com as camadas adjacentes por condução e com o compartimento central do corpo através da corrente sanguínea (nó central, Figura 7.1).

Cada camada do corpo tem diferentes mecanismos de transferência associados, por exemplo, na pele é necessário considerar as trocas de energia com o meio ambiente (i.e. por convecção, radiação e evaporação; Figura 7.1) enquanto, no músculo, é necessário considerar a produção de energia quando ocorrem tremores de frio. Além disso, é necessário contabilizar as trocas de energia entre as várias zonas do corpo. Para tal, definiram-se balanços energéticos para cada camada do corpo e um balanço energético no nó central, com o qual todas as zonas e camadas do corpo trocam energia.

O balanço energético ao nó central considera que há acumulação de energia devido às trocas entre este nó central e a corrente sanguínea em cada nó (i.e. entre o nó central e cada camada de cada zona do corpo),

$$C(65) \cdot \frac{dT(65)}{dt} = \sum_{i=1}^{16} \sum_{j=1}^4 Q_s(i, j) \quad (7.1)$$

em que  $C(65)$  é a capacidade calorífica no nó central (Tabela 7.1),  $T(65)$  é a respetiva temperatura e  $Q_s$  é o calor transferido entre o sangue em cada nó e o nó central. Para determinar  $Q_s$  considera-se que o sangue sai do nó central à temperatura deste, de acordo com a equação,

$$Q_s(i, j) = C_s^v \cdot \dot{m}_s(i, j) \cdot [T(i, j) - T(65)] \quad (7.2)$$

em que  $C_s^v$  é o calor específico por unidade de volume de sangue (i.e.  $1,067 \text{ W}\cdot\text{h}\cdot\text{L}^{-1}\cdot^\circ\text{C}^{-1}$ ) e  $\dot{m}_s(i, j)$  e  $T(i, j)$  são o caudal volumétrico de sangue e a temperatura em cada nó, respetivamente. O caudal de sangue na equação 7.2 [ $\dot{m}_s(i, j)$ ] é o somatório do caudal de sangue basal [ $\dot{m}_{s, \text{basal}}(i, j)$ ; Tabela 7.1], com o caudal de sangue utilizado para gerar tremores de frio [ $\dot{m}_{\text{tremo}}(i, j)$ ] e com o caudal de sangue utilizado para gerar trabalho externo [ $\dot{m}_{\text{trab}}(i, j)$ ],

$$\dot{m}_s(i, j) = \dot{m}_{s, \text{basal}}(i, j) + \dot{m}_{\text{tremo}}(i, j) + \dot{m}_{\text{trab}}(i, j) \quad (7.3)$$

em que  $\dot{m}_{\text{tremo}}(i, j)$  é função do calor gerado pelos tremores de frio [ $Q_{\text{tremo}}(i, j)$ ],

$$\dot{m}_{\text{tremo}}(i, j) = f_c \cdot Q_{\text{tremo}}(i, j) \quad (7.4)$$

e  $\dot{m}_{\text{trab}}(i, j)$  é função do trabalho externo [ $Q_{\text{trab}}(i, j)$ ],

$$\dot{m}_{\text{trab}}(i, j) = f_c \cdot Q_{\text{trab}}(i, j) \quad (7.5)$$

Nas equações 7.4 e 7.5, o fator  $f_c$  relaciona o calor/trabalho com o caudal de sangue, assumindo que, para gerar 1,16 W é necessário um caudal de sangue de 1 L/h, pelo que,  $f_c$  corresponde à razão entre 1 L/h e 1,16 W [20]. Os tremores de frio e o efeito do trabalho externo ocorrem apenas na camada do músculo, assumindo um valor nulo para as restantes camadas.

**Tabela 7.1 – Caudal de sangue basal, capacidade calorífica e calor metabólico basal para cada camada e zona do corpo [20]**

<i>i</i>	Zona do corpo	Caudal de sangue basal [Lh <sup>-1</sup> ]				Capacidade calorífica [Wh°C <sup>-1</sup> ]				Calor metabólico basal [W]			
		Core	Músculo	Gordura	Pele	Core	Músculo	Gordura	Pele	Core	Músculo	Gordura	Pele
1	Cabeça	45,00	0,87	0,34	2,24	2,576	0,386	0,258	0,282	16,843	0,217	0,109	0,131
2	Peito	77,85	7,66	1,34	1,80	2,915	5,669	1,496	0,418	21,182	2,537	0,568	0,179
3	Costas	76,34	7,66	1,34	1,35	2,471	5,022	1,322	0,386	18,699	2,537	0,501	0,158
4	Pélvis	18,19	12,28	2,16	2,08	6,017	7,997	2,102	0,606	8,05	4,067	0,804	0,254
5	Ombro - E	0,320	1,28	0,16	0,86	0,503	1,078	0,207	0,151	0,181	0,423	0,610	0,050
6	Ombro - D	0,320	1,28	0,16	0,86	0,503	1,078	0,207	0,151	0,181	0,423	0,610	0,050
7	Braço - E	0,160	0,67	0,085	0,45	0,321	0,681	0,131	0,099	0,094	0,220	0,031	0,026
8	Braço - D	0,160	0,67	0,085	0,45	0,321	0,681	0,131	0,099	0,094	0,220	0,031	0,026
9	Mão - E	0,091	0,078	0,042	0,91	0,082	0,037	0,052	0,099	0,045	0,022	0,023	0,050
10	Mão - D	0,091	0,078	0,042	0,91	0,082	0,037	0,052	0,099	0,045	0,022	0,023	0,050
11	Coxa - E	0,364	0,855	0,15	0,38	1,665	3,604	0,560	0,423	0,343	0,824	0,151	0,122
12	Coxa - D	0,364	0,855	0,15	0,38	1,665	3,604	0,560	0,423	0,343	0,824	0,151	0,122
13	Perna - E	0,071	0,07	0,019	0,11	0,793	1,715	0,268	0,204	0,102	0,220	0,035	0,023
14	Perna - D	0,071	0,07	0,019	0,11	0,793	1,715	0,268	0,204	0,102	0,220	0,035	0,023
15	Pé - E	0,049	0,01	0,019	0,45	0,139	0,037	0,077	0,125	0,122	0,035	0,056	0,100
16	Pé - D	0,049	0,01	0,019	0,45	0,139	0,037	0,077	0,125	0,122	0,035	0,056	0,100
	Nó central	-	-	-	-	-	-	-	2,61	-	-	-	-

O calor produzido nos músculos pelos tremores de frio é determinado através da equação,

$$Q_{\text{trem}}(i,2) = \text{Coef}_{\text{trem}}^{\text{core, pele}} \cdot \text{Sinal}_{\text{frio}}(1,1) \cdot \text{Sinal}_{\text{frio}}^{\text{integrado}} \cdot \text{Coef}_{\text{trem}}^{\text{músculo}} \quad (7.6)$$

em que  $\text{Coef}_{\text{trem}}^{\text{core, pele}}$  é o coeficiente de controlo de tremores para a camada *core* da cabeça e para a pele de cada zona do corpo (24,4 W°C<sup>-2</sup>; [20]),  $\text{Sinal}_{\text{frio}}(1,1)$  é o sinal de frio no *core* da cabeça,  $\text{Sinal}_{\text{frio}}^{\text{integrado}}$  é o sinal integrado de frio em todas as zonas do corpo e  $\text{Coef}_{\text{trem}}^{\text{músculo}}$  é o coeficiente de distribuição dos músculos utilizados para produzir energia através de tremores (Tabela 7.2).

**Tabela 7.2 - Coeficientes de distribuição utilizados no modelo TR [20]**

<i>i</i>	Zona do corpo	$Coef_{trab}^{gordura}$	$Coef_{integração}^{pele}$	$Coef_{sudação}^{área\ pele}$	$Coef_{vasodilatação}^{área\ pele}$	$Coef_{vasoconstrição}^{área\ pele}$	$Coef_{trem}^{músculo}$	$Coef_{trab}^{músculo}$
1	Cabeça	0,000	0,070	0,081	0,132	0,022	0,020	0,000
2	Peito	0,091	0,149	0,146	0,098	0,065	0,258	0,091
3	Costas	0,080	0,132	0,129	0,086	0,065	0,227	0,080
4	Pélvis	0,129	0,212	0,206	0,138	0,065	0,365	0,129
5	Ombro - E	0,026	0,023	0,051	0,031	0,022	0,004	0,026
6	Ombro - D	0,026	0,023	0,051	0,031	0,022	0,004	0,026
7	Braço - E	0,014	0,012	0,026	0,016	0,022	0,026	0,014
8	Braço - D	0,014	0,012	0,026	0,016	0,022	0,026	0,014
9	Mão - E	0,005	0,092	0,016	0,061	0,152	0,000	0,005
10	Mão - D	0,005	0,092	0,016	0,061	0,152	0,000	0,005
11	Coxa - E	0,201	0,050	0,073	0,092	0,022	0,023	0,201
12	Coxa - D	0,201	0,050	0,073	0,092	0,022	0,023	0,201
13	Perna - E	0,099	0,025	0,036	0,023	0,022	0,012	0,099
14	Perna - D	0,099	0,025	0,036	0,023	0,022	0,012	0,099
15	Pé - E	0,005	0,017	0,018	0,050	0,152	0,000	0,005
16	Pé - D	0,005	0,017	0,018	0,050	0,152	0,000	0,005
	Total	-	1,001	1,002	1,000	1,001	1,000	1,000

O sinal de frio [ $Sinal_{frio}(i, j)$ ] baseia-se na diferença entre a temperatura do nó [ $T(i, j)$ ] e a temperatura de referência [ $T_{ref}(i, j)$ ], obtida num ambiente neutro; Tabela 7.3],

$$Sinal_{frio}(i, j) = T_{ref}(i, j) - T(i, j) \quad (7.7)$$

Quando a temperatura da camada do corpo é superior à temperatura de referência, o sinal de frio é anulado e o sinal de calor [ $Sinal_{calor}$ ] é determinado através da equação,

$$Sinal_{calor}(i, j) = T(i, j) - T_{ref}(i, j) \quad (7.8)$$

As variáveis que definem se a pessoa sente calor ou frio são quantificadas através da média ponderada dos sinais de frio ou calor na zona da pele (i.e. sinais integrados). O valor do sinal integrado de frio ( $Sinal_{frio}^{integrado}$ ) é então o somatório do produto dos sinais de frio de todas as zonas do corpo, pelo respetivo coeficiente de integração ( $Coef_{integração}^{pele}$ ; Tabela 7.2),



$$Sinal_{frio}^{integrado} = \sum_{i=1}^{16} Coef_{integração}^{pele}(i) \cdot Sinal_{frio}(i,4) \quad (7.9)$$

**Tabela 7.3 – Temperatura de referência por zona e camada do corpo [20]**

<i>i</i>	Zona do corpo	Temperatura referência [°C]			
		Core	Músculo	Gordura	Pele
1	Cabeça	36,9	36,1	35,8	35,6
2	Peito	36,5	36,2	34,5	33,6
3	Costas	36,5	35,8	34,4	33,2
4	Pélvis	36,3	35,6	34,5	33,4
5	Ombro - E	35,8	34,6	33,8	33,4
6	Ombro - D	35,8	34,6	33,8	33,4
7	Braço - E	35,5	34,8	34,7	34,6
8	Braço - D	35,5	34,8	34,7	34,6
9	Mão - E	35,4	35,3	35,3	35,2
10	Mão - D	35,4	35,3	35,3	35,2
11	Coxa - E	35,8	35,2	34,4	33,8
12	Coxa - D	35,8	35,2	34,4	33,8
13	Perna - E	35,6	34,4	33,9	33,4
14	Perna - D	35,6	34,4	33,9	33,4
15	Pé - E	35,1	34,9	34,4	33,9
16	Pé - D	35,1	34,9	34,4	33,9
	Nó central	36,7	36,7	36,7	36,7

O sinal integrado de calor [ $Sinal_{calor}^{integrado}$ ] é obtido de forma similar através da equação,

$$Sinal_{calor}^{integrado} = \sum_{i=1}^{16} Coef_{integração}^{pele}(i) \cdot Sinal_{calor}(i,4) \quad (7.10)$$

O sinal integrado de calor é utilizado para determinar o calor removido na pele por evaporação do suor ( $Q_{evap}^{sudação}$ ),

$$Q_{evap}^{sudação}(i,4) = \left\{ Coef_{sudação}^{core\ da\ cabeça} \cdot [T(1,1) - T_{ref}(1,1)] + Coef_{sudação}^{pele} \cdot [Sinal_{calor}^{integrado} - Sinal_{frio}^{integrado}] \right\} \cdot Coef_{sudação}^{área\ pele}(i) \cdot 2^{\left( \frac{T(i,4) - T_{ref}(i,4)}{10} \right)} \quad (7.11)$$

em que  $Coef_{sudação}^{core\ da\ cabeça}$  é o coeficiente de controlo de sudação no *core* da cabeça (371,2 W.°C<sup>-1</sup>; [20]),  $Coef_{sudação}^{pele}$  é o coeficiente de controlo de sudação na pele, igual em todas as

zonas do corpo ( $33,6 \text{ W}^\circ\text{C}^{-1}$ ; [20]) e  $Coef_{\text{sudação}}^{\text{área pele}}$  é o coeficiente que considera a área total de pele (Tabela 7.2). Na equação 7.11, quando  $Q_{\text{evap}}^{\text{sudação}}$  é superior a zero ocorre sudação. Nesta situação, a área da pele ocupada por suor aumenta, fazendo com que a área em que ocorre perspiração insensível se torne cada vez mais pequena [2]. Tal baseia-se no pressuposto de que a perspiração insensível e a sudação não ocorrem no mesmo local, ao mesmo tempo [2]. Considera-se que, quando não há sudação, ocorre apenas perspiração insensível e que, a energia associada a este mecanismo ( $Q_{\text{evap}}^{\text{perspiração}}$ ) corresponde a 6 % da energia máxima de evaporação do suor ( $Q_{\text{evap}}^{\text{máximo}}$  [2]; equação 7.13). Por outro lado, quando a pele se encontra totalmente coberta por suor, a energia envolvida na evaporação do suor é igual à energia máxima de evaporação de suor ([2]; equação 7.13). Estes dois limites são bem representados pela seguinte equação [2, 4],

$$Q_{\text{evap}}^{\text{perspiração}}(i,4)=0,06 \cdot (Q_{\text{evap}}^{\text{máximo}}(i)-Q_{\text{evap}}^{\text{sudação}}(i,4)) \quad (7.12)$$

em que  $Q_{\text{evap}}^{\text{máximo}}(i)$  é calculado de acordo com,

$$Q_{\text{evap}}^{\text{máximo}}(i)=h_e(i) \cdot [p_{v,\text{sat}}^{\text{pele}}(i)-p_v^{\text{amb}}(i)] \cdot A(i) \quad (7.13)$$

Na equação 7.13,  $h_e$  é o coeficiente global de transferência de calor entre a pele e o meio ambiente, calculado pela equação 7.14,  $p_{v,\text{sat}}^{\text{pele}}$  é a pressão de saturação do vapor de água na pele (equação 3.37; [21]),  $p_v^{\text{amb}}$  é a pressão parcial de vapor de água no ambiente (equação 7.17) e  $A$  é a área de cada zona do corpo (valores compilados na Tabela 7.4).

**Tabela 7.4 - Área e massa de cada zona do corpo [20]**

<i>i</i>	Zona do corpo	Área [m²]	Massa [kg]
1	Cabeça	0,140	4,020
2	Peito	0,175	12,400
3	Costas	0,161	11,030
4	Pélvis	0,221	17,570
5	Ombro - E	0,096	2,163
6	Ombro - D	0,096	2,163
7	Braço - E	0,063	1,373
8	Braço - D	0,063	1,373
9	Mão - E	0,050	0,335
10	Mão - D	0,050	0,335
11	Coxa - E	0,209	7,013
12	Coxa - D	0,209	7,013
13	Perna - E	0,112	3,343
14	Perna - D	0,112	3,343
15	Pé - E	0,056	0,480
16	Pé - D	0,056	0,480
	Total	1,869	74,434

O coeficiente global  $h_e$ , na equação 7.14, contempla a transferência de calor desde a pele até ao meio ambiente e como tal depende das propriedades térmicas do vestuário e das condições ambientais. Na equação 7.14,  $Le$  é o número de Lewis e  $h_{conv}$  é o coeficiente de transferência de calor entre a superfície exterior e o ar ambiente. Ainda na mesma equação são consideradas as propriedades do vestuário: resistência térmica  $R_{ct}$  (em  $m^2 \cdot ^\circ C \cdot W^{-1}$  [22]), índice de permeabilidade ao vapor de água  $i_{cl}$  (i.e razão entre a resistência térmica e a resistência evaporativa [23]) e o fator de área ( $f_{cl}$ ). A resistência térmica e o índice de permeabilidade ao vapor de água podem ser obtidos experimentalmente, enquanto o fator de área pode ser determinado através da equação 7.15 [24].

$$h_e(i) = \frac{Le \cdot i_{cl}(i)}{R_{ct}(i) + \left[ \frac{i_{cl}(i)}{h_{conv}(i) \cdot f_{cl}(i)} \right]} \quad (7.14)$$

$$f_{cl}(i) = 1 + 1,81 \cdot R_{ct}(i) \quad (7.15)$$

Na pele considera-se que toda a sua superfície se encontra saturada em água pelo que, nesta zona, a pressão parcial do vapor é igual à pressão de saturação do vapor de água (equação 3.37; [21]).

$$p_{v,sat}^{pele}(i)[Pa] = 614,3 \cdot \exp\left(17,06 \cdot \left[\frac{T(i,4) - 273,5}{T(i,4) - 40,5}\right]\right) \quad (7.16)$$

No ambiente, a pressão parcial do vapor de água é determinada em função da humidade relativa ( $\phi_{amb}$ ) e da temperatura ambiente ( $T_{amb}$ ) de acordo com a equação 7.17.

$$p_v^{amb}(i)[Pa] = \phi_{amb} \cdot 614,3 \cdot \exp\left(17,06 \cdot \left[\frac{T_{amb} - 273,5}{T_{amb} - 40,5}\right]\right) \quad (7.17)$$

O calor transferido da pele para o ambiente por radiação e convecção [ $Q_{conv+rad}(i,4)$ ] é determinado a partir da seguinte equação,

$$Q_{conv+rad}(i,4) = h_T(i) \cdot [T(i,4) - T_{amb}] \cdot A(i) \quad (7.18)$$

em que  $h_T$  é o coeficiente total de transferência de calor na pele, dado por,

$$\frac{1}{h_T(i)} = R_{ct}(i) + \left[ \frac{1}{\{h_c(i) + h_r(i)\} \cdot f_{cl}(i)} \right] \quad (7.19)$$

Na equação 7.19, o coeficiente convectivo e o radiativo de transferência de calor ( $h_c$  e  $h_r$ , respetivamente) são obtidos experimentalmente [4].

Na pele, além das trocas de calor com o meio ambiente por convecção e radiação (equação 7.18), considera-se também que pode existir remoção de energia por evaporação da água libertada por sudção (equação 7.11) e por perspiração insensível (equação 7.12).

No organismo, a remoção de energia faz com que o sangue venoso migre até junto da pele, nomeadamente por vasodilatação das veias [22]. No caso do organismo necessitar de reduzir as perdas de calor, as veias junto da pele contraem e o sangue mais frio junto da

pele escoa rapidamente ganhando assim calor proveniente das artérias próximas [22], mecanismo esse denominado de vasoconstrição [22]. Os mecanismos de vasodilatação e vasoconstrição implicam uma variação no caudal de sangue que flui na camada da pele. Por essa razão, na pele, o caudal de sangue ( $\dot{m}_s$ ) é calculado através de uma expressão diferente da definida para as restantes camadas (equação 7.3),

$$\dot{m}_s(i,4) = \frac{\dot{m}_{s,basal}(i,4) + Coef_{vasodilatação}^{área\ pele} \cdot Sinal_{vasodilatação}}{1 + Coef_{vasoconstrição}^{área\ pele} \cdot Sinal_{vasoconstrição}} \cdot 2^{\left(\frac{T(i,4) - T_{ref}(i,4)}{10}\right)} \quad (7.20)$$

em que  $Coef_{vasodilatação}^{área\ pele}$  é o coeficiente que considera a área da pele na vasodilatação,  $Coef_{vasoconstrição}^{área\ pele}$  é o coeficiente que considera a área da pele na vasoconstrição,  $Sinal_{vasodilatação}$  é o sinal de vasodilatação (equação 7.21) e  $Sinal_{vasoconstrição}$  é o sinal de vasoconstrição (equação 7.22).

$$Sinal_{vasodilatação} = Coef_{vasodilatação}^{core, cabeça} \cdot [T(1,1) - T_{ref}(1,1)] + Coef_{vasodilatação}^{pele} \cdot [Sinal_{calor}^{integrado} - Sinal_{frio}^{integrado}] \quad (7.21)$$

$$Sinal_{vasoconstrição} = -Coef_{vasoconstrição}^{core, cabeça} \cdot [T(1,1) - T_{ref}(1,1)] - Coef_{vasoconstrição}^{pele} \cdot [Sinal_{calor}^{integrado} - Sinal_{frio}^{integrado}] \quad (7.22)$$

Na equação 7.21  $Coef_{vasodilatação}^{core, cabeça}$  é o coeficiente de controlo de vasodilatação no *core* da cabeça ( $117 \text{ L h}^{-1} \text{ °C}^{-1}$ ; [20]) e  $Coef_{vasodilatação}^{pele}$  é o coeficiente de controlo de vasodilatação na pele ( $7,5 \text{ L h}^{-1} \text{ °C}^{-1}$ ; [20]). Na equação 7.22,  $Coef_{vasoconstrição}^{core, cabeça}$  é o coeficiente de controlo de vasoconstrição no *core* da cabeça ( $11,5 \text{ L °C}^{-1}$ ; [20]) e  $Coef_{vasoconstrição}^{pele}$  é o coeficiente de controlo de vasoconstrição na pele ( $11,5 \text{ L °C}^{-1}$ ; [20]). O calor transferido entre o sangue da camada da pele e o nó central ( $Q_s$ ) é determinado através da equação 7.2. Na pele, há ainda acumulação, produção e condução de calor, pelo que, ao realizar um balanço energético a esta camada do corpo obtém-se,

$$C(i,4) \cdot \frac{dT(i,4)}{dt} = Q_{prod}(i,4) - Q_s(i,4) + Q_{cond}(i,3) - Q_{conv+rad}(i,4) - Q_{sudacão}^{evap}(i,4) - Q_{perspiração}^{evap}(i,4) \quad (7.23)$$

onde o primeiro termo refere-se à acumulação de calor na pele, o segundo ao calor produzido [ $Q_{prod}(i,4)$ ], o terceiro ao calor transferido entre o sangue que percorre os vasos

junto à pele e o nó central [ $Q_s(i,4)$ ], o quarto ao calor transferido entre a camada de gordura e a pele [ $Q_{\text{cond}}(i,3)$ ], o quinto ao calor transferido por convecção e radiação entre a superfície da roupa (ou pele, caso a pessoa esteja despida) e o ambiente [ $Q_{\text{conv+rad}}(i,4)$ ], o sexto ao calor removido por evaporação do suor [ $Q_{\text{evap}}^{\text{sudação}}(i,4)$ ] e o último termo ao calor removido por evaporação da água que difunde através dos poros da pele [ $Q_{\text{evap}}^{\text{perspiração}}(i,4)$ ]. Os valores da capacidade calorífica por zona do corpo [ $C(i,4)$ ; equação 7.23] encontram-se compilados na Tabela 7.1.

O calor produzido em cada camada do corpo ( $Q_{\text{prod}}$ ) consiste no somatório do calor metabólico basal ( $Q_{\text{basal}}$ ; Tabela 7.1) com o calor gerado pelo trabalho externo ( $Q_{\text{trab}}$ ), acrescido do calor gerado pelos tremores de frio ( $Q_{\text{trem}}$ ; equação 7.6), de acordo com a equação,

$$Q_{\text{prod}}(i, j) = Q_{\text{basal}}(i, j) + Q_{\text{trab}}(i, j) + Q_{\text{trem}}(i, j) \quad (7.24)$$

em que  $Q_{\text{trem}}$  e  $Q_{\text{trab}}$  são calculados apenas para a zona do músculo, segundo as equações 7.6 e 7.25, respetivamente.

$$Q_{\text{trab}}(i,2) = (Q_{\text{met}} - 45,28) \cdot A \cdot \text{Coef}_{\text{trab}}^{\text{músculo}}(i) \quad (7.25)$$

Na equação anterior,  $Q_{\text{met}}$  é o calor metabólico que o indivíduo produz para realizar uma dada atividade e  $\text{Coef}_{\text{trab}}^{\text{músculo}}$  é o coeficiente de distribuição dos músculos utilizados para produzir energia por trabalho externo (Tabela 7.2).

No balanço energético à pele (equação 7.23), o calor transferido por condução ( $Q_{\text{cond}}$ ) é determinado de acordo com a equação,

$$Q_{\text{cond}}(i, j) = h_{\text{cond}}(i, j) \cdot [T(i, j) - T(i, j + 1)] \quad (7.26)$$

em que  $h_{\text{cond}}$  é a condutância térmica de contacto (associada à resistência de contacto entre dois corpos) entre o nó ( $i,j$ ) e a vizinhança [ $(i,j + 1)$ ]; valores apresentados na Tabela 7.5].

**Tabela 7.5 - Condutância térmica entre as camadas do corpo [20]**

<i>i</i>	Zona do corpo	Condutância térmica entre camadas [W.°C <sup>-1</sup> ]		
		Core-Músculo	Músculo-Gordura	Gordura-Pele
1	Cabeça	1,601	13,224	16,008
2	Peito	0,616	2,100	9,164
3	Costas	0,594	2,018	8,700
4	Pélvis	0,379	1,276	5,104
5	Ombro - E	0,441	2,946	7,308
6	Ombro - D	0,441	2,964	7,308
7	Braço - E	0,244	2,227	7,888
8	Braço - D	0,244	2,227	7,888
9	Mão - E	2,181	6,484	5,858
10	Mão - D	2,181	6,484	5,858
11	Coxa - E	2,401	4,536	30,16
12	Coxa - D	2,401	4,536	30,16
13	Perna - E	1,891	2,656	7,540
14	Perna - D	1,891	2,656	7,540
15	Pé - E	8,120	10,266	8,178
16	Pé - D	8,120	10,266	8,178

Os balanços energéticos às restantes camadas do corpo (*core*, músculo e gordura) são apresentados de seguida. No *core* do corpo (equação 7.27) considera-se que há acumulação (primeiro termo), produção (segundo termo), transferência de calor entre cada nó e o nó central (terceiro termo), condução (quarto termo) e perda de calor por respiração para o ambiente (último termo).

$$C(i,1) \cdot \frac{dT(i,1)}{dt} = Q_{\text{prod}}(i,1) - Q_s(i,1) - Q_{\text{cond}}(i,1) - Q_{\text{resp}}(i,1) \quad (7.27)$$

Assumiu-se que, apenas na zona do peito, o calor é removido por respiração [ $Q_{\text{resp}}(2,1)$ ] de acordo com a expressão 7.28, sendo nulo para as restantes zonas do corpo.

$$Q_{\text{resp}}(2,1) = \left[ 1,4 \times 10^{-3} \cdot (34 - T_{\text{amb}}) + 1,7 \times 10^{-2} \cdot (5,867 - p_v^{\text{amb}}) \right] \cdot \sum_{i=1}^{16} \sum_{j=1}^4 Q_{\text{prod}}(i,j) \quad (7.28)$$

Nas camadas de músculo e de gordura (equações 7.29 e 7.30, respetivamente) considerou-se que o calor é acumulado, produzido e conduzido entre cada camada e as camadas adjacentes.

$$C(i,2) \cdot \frac{dT(i,2)}{dt} = Q_{\text{prod}}(i,2) - Q_s(i,2) + Q_{\text{cond}}(i,1) - Q_{\text{cond}}(i,2) \quad (7.29)$$

$$C(i,3) \cdot \frac{dT(i,3)}{dt} = Q_{\text{prod}}(i,3) - Q_s(i,3) + Q_{\text{cond}}(i,2) - Q_{\text{cond}}(i,3) \quad (7.30)$$

O modelo de termorregulação descrito será referido ao longo deste capítulo como modelo TR.



### 7.3 IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO

O modelo de termorregulação considera 65 nós: 1 nó central e 16 zonas do corpo com 4 camadas em cada zona (i.e. *core*, músculo, gordura e pele). O problema é descrito por 5 balanços energéticos (equações 7.1, 7.23, 7.27, 7.29 e 7.30) cuja variável dependente é a temperatura. No balanço energético ao nó central (equação 7.1), o calor é trocado entre o sangue no nó e o sangue em cada zona e camada do corpo, enquanto nos balanços em cada camada do corpo (equações 7.23, 7.27, 7.29 e 7.30) além do calor ser transferido entre cada nó e o nó central (equação 7.2), é também acumulado, produzido (equação 7.24) e conduzido entre cada camada e as camadas adjacentes (equação 7.26). Em determinadas camadas e zonas do corpo consideraram-se fenómenos característicos, como, por exemplo, as perdas de calor por respiração no *core* do peito (equação 7.28) e a produção de calor nas camadas de músculo devido aos tremores de frio (equação 7.6). Na pele (equação 7.23), além de se considerar o calor removido por evaporação do suor (equação 7.11) e o efeito da corrente sanguínea na vasodilatação e vasoconstricção dos vasos sanguíneos (equação 7.20), também se considera o efeito das propriedades do vestuário (equação 7.14) e das condições ambiente (equação 7.18) sobre o transporte de calor, desde a pele até ao meio ambiente.

As várias equações apresentadas no subcapítulo anterior foram implementadas através da ferramenta MatLab. Para resolver as equações diferenciais (i.e. balanços energéticos; equações 7.1, 7.23, 7.27, 7.29 e 7.30) utilizou-se o método de Euler [25]. Em cada simulação, os resultados foram guardados em ficheiros de texto, para 17 variáveis, algumas das quais definidas nas 16 zonas e 4 camadas do corpo. Dada a quantidade da informação gerada, desenvolveu-se uma rotina em VBA (*Visual Basic for Applications*) para, de um modo expedito, importar os ficheiros de texto e construir os gráficos resumo com essa informação.

Dos testes ao passo de integração (anexo J), verificou-se que um passo de integração de 1 segundo é adequado e que ocorrem problemas de convergência quando o passo de integração é da ordem dos 30 segundos.

De modo a validar a implementação do modelo TR, compararam-se de seguida os resultados do modelo com soluções numéricas reportadas por outros autores.

## 7.4 VALIDAÇÃO COM RESULTADOS DE OUTROS AUTORES

Para validar o modelo com resultados numéricos de outros autores, replicou-se o trabalho apresentado por Tanabe *et al.* [4]. Os autores avaliaram a evolução da temperatura média da pele de um indivíduo quando este se encontra despido e exposto a condições ambiente constantes durante uma hora (Tabela 7.6).

**Tabela 7.6 - Tempo de exposição, condições ambiente e taxa metabólica do indivíduo despido [4]**

Tempo de exposição	[min]	60
Temperatura ambiente	[°C]	10 – 40 (em incrementos de 2 °C)
Humidade relativa	[%]	50
Velocidade do ar	[m.s <sup>-1</sup> ]	0,1
Resistência térmica do vestuário	[m <sup>2</sup> .KW <sup>-1</sup> ]	0
Índice de permeabilidade do vestuário ao vapor de água	[-]	0
Taxa metabólica	[W.m <sup>-2</sup> ]	58,2

A análise foi realizada para 16 temperaturas ambiente distintas, mantendo-se as restantes condições ambientais constantes (Tabela 7.6). Como o indivíduo se encontra despido, a resistência térmica e o indicador da permeabilidade do vestuário ao vapor de água foram definidos com o valor zero. Nesta situação, o transporte de energia da pele para o ambiente dá-se por remoção de energia por evaporação da água na pele e às trocas de energia convectiva e radiante ao longo de toda a superfície do corpo. Os fenómenos de convecção e radiação foram considerados através da definição dos coeficientes de transferência de calor convectivo e radiativo, em cada zona do corpo (valores reportados em [4]; Tabela 7.7).

No trabalho de Tanabe *et al.* [4] não há informação sobre as condições iniciais das simulações. Por essa razão, optou-se por seguir a abordagem típica deste tipo de estudos que consiste em considerar um ambiente termicamente neutro [9, 1], em que não ocorre sudorese, vasodilatação ou vasoconstrição. Para a taxa metabólica considerada (58,2 W.m<sup>-2</sup>, Tabela 7.6) verificou-se que tal acontece para uma temperatura ambiente de 28,85 °C. Nestas condições, obteve-se a distribuição de temperatura apresentada na Tabela 7.8, para as várias zonas e camadas do corpo.

**Tabela 7.7 - Coeficiente de transferência de calor convectivo e radiativo, por zona do corpo [4]**

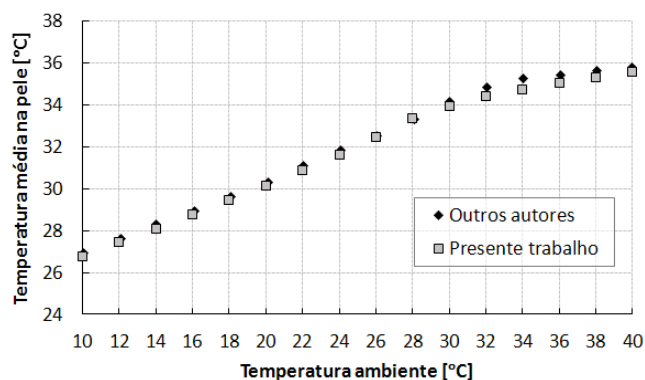
<i>i</i>	Zona do corpo	Coeficiente convectivo de transferência de calor [ $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ ]	Coeficiente radiativo de transferência de calor [ $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ ]
1	Cabeça	4,5	4,9
2	Peito	3,0	4,3
3	Costas	2,9	4,1
4	Pelvis	2,9	4,3
5	Ombro - E	3,6	4,5
6	Ombro - D	3,6	4,5
7	Braço - E	3,6	4,4
8	Braço - D	3,6	4,4
9	Mão - E	3,7	4,2
10	Mão - D	3,7	4,2
11	Coxa - E	2,8	4,8
12	Coxa - D	2,8	4,8
13	Perna - E	2,0	5,3
14	Perna - D	2,0	5,3
15	Pé - E	2,0	6,1
16	Pé - D	2,0	6,1

**Tabela 7.8 - Temperatura inicial de todas as zonas e camadas do corpo**

Zona do corpo	Camada do corpo			
	Core	Músculo	Gordura	Pele
Cabeça	36,87	35,33	35,04	34,76
Peito	36,75	36,61	35,38	34,85
Costas	36,80	36,62	35,38	34,84
Pélvis	36,98	36,78	35,48	34,51
Ombro - E	36,28	35,64	34,94	34,54
Ombro - D	36,28	35,64	34,94	34,54
Braço - E	35,89	35,03	34,31	34,07
Braço - D	35,89	35,03	34,31	34,07
Mão - E	34,72	34,62	34,55	34,46
Mão - D	34,72	34,62	34,55	34,46
Coxa - E	34,64	34,18	33,06	32,87
Coxa - D	34,64	34,18	33,06	32,87
Perna - E	32,47	32,26	31,61	31,36
Perna - D	32,47	32,26	31,61	31,36
Pé - E	33,40	33,37	33,33	33,27
Pé - D	33,40	33,37	33,33	33,27
Sangue (nó central)	36,57			

Para resolver o sistema de equações do modelo TR, utilizaram-se as temperaturas apresentadas na Tabela 7.8 como condição inicial e um passo de integração de 1 s (valor que os testes ao passo de integração mostraram ser adequado; anexo J).

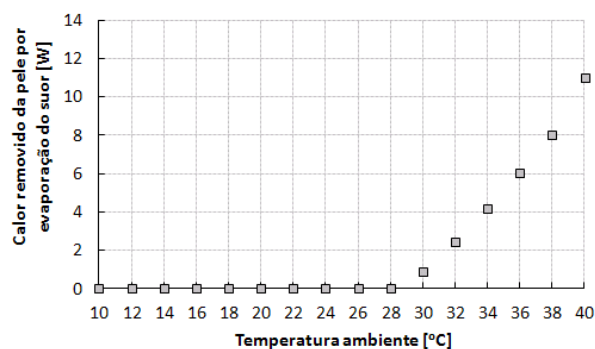
Na Figura 7.2 compara-se a temperatura média da pele (i.e. temperatura média ponderada na área de cada zona do corpo) obtida no presente trabalho com a apresentada por Tanabe *et al.* [4] para vários ambientes de teste.



**Figura 7.2 – Comparação entre os resultados reportados por Tanabe *et al.* [4] e os obtidos no presente trabalho; temperatura média de toda a superfície da pele do corpo quando o indivíduo é exposto a diferentes temperaturas ambiente**

Na Figura 7.2 verifica-se que os resultados do presente trabalho desviam-se ligeiramente dos reportados por Tanabe *et al.* [4] para uma temperatura ambiente entre 30 e 38 °C. O desvio aumenta entre 30 e 34 °C (desvio máximo de 0,48 °C), voltando a diminuir para uma temperatura ambiente superior. Como estas temperaturas são superiores à do ambiente neutro (i.e. 28,85 °C), o organismo procura aumentar as perdas de calor através da libertação de suor. Na Figura 7.3, apresenta-se o calor removido da pele por evaporação do suor (i.e. calor médio ponderado pela área de cada zona do corpo), ao final de 60 minutos de exposição.

O facto dos maiores desvios na Figura 7.2 ocorrerem para temperaturas do ambiente em que o organismo começa a suar (Figura 7.3), parece indicar que os desvios ocorrem devido a um pequeno desajuste em algum dos parâmetros que determinam o calor removido por evaporação do suor. Porém, como o desvio máximo é só de 0,48 °C e somente para uma gama de temperatura do ambiente entre 30 e 34 °C (Figura 7.2), conclui-se que o modelo implementado traduz com boa precisão os resultados reportados por Tanabe *et al.* [4].



**Figura 7.3 - Calor removido da pele por evaporação do suor em função da temperatura ambiente (ao fim de 60 min)**

Durante a validação do modelo, analisaram-se resultados médios, quer de temperatura da pele quer de calor removido por evaporação do suor. No entanto, o modelo implementado permite também avaliar vários parâmetros em cada zona e camada do corpo. Esta avaliação será importante nas análises seguintes, para compreender as dependências entre o estado do organismo e as propriedades do vestuário utilizado. Por exemplo, ao analisar o caso em que a pele do indivíduo se encontra destapada e exposta a um ambiente frio (i.e. 10 °C) verifica-se que a temperatura na pele diminui em todas as zonas do corpo (Figura 7.4a), embora a temperatura do nó central diminua muito pouco quando comparada com a diminuição de temperatura nas restantes zonas do corpo (Figura 7.4a). Tal era expectável uma vez que o organismo desencadeia mecanismos de termorregulação, como por exemplo tremores de frio (Figura 7.4c) e vasoconstrição das veias (Figura 7.4g), de modo a manter a temperatura interna constante. Ao analisar a Figura 7.4c verifica-se que as zonas do peito, costas e pélvis são as que geram mais calor por tremores de frio, o que é consistente com o facto de serem as zonas com maior proporção de músculo (i. e. com os maiores coeficientes de distribuição dos músculos utilizados para produzir energia através de tremores; Tabela 7.2).

No cenário quente (i. e. temperatura ambiente de 40 °C; Figura 7.4b), observa-se o aumento da temperatura na pele em cada zona do corpo (Figura 7.4b), assim como a vasodilatação (Figura 7.4h) e a produção de suor (Figura 7.4f).

Como se verificou, o modelo TR permite analisar vários mecanismos de termorregulação, em função da temperatura ambiente a que o indivíduo se encontra exposto. Como se pretende utilizar este modelo para estudar o desempenho de peças de vestuário, será útil analisar o efeito das propriedades do vestuário sobre a resposta do organismo, ainda antes de interligar o modelo TR com o modelo de transferência de calor e massa em têxteis apresentado no capítulo 6. Esta análise é feita na secção seguinte.

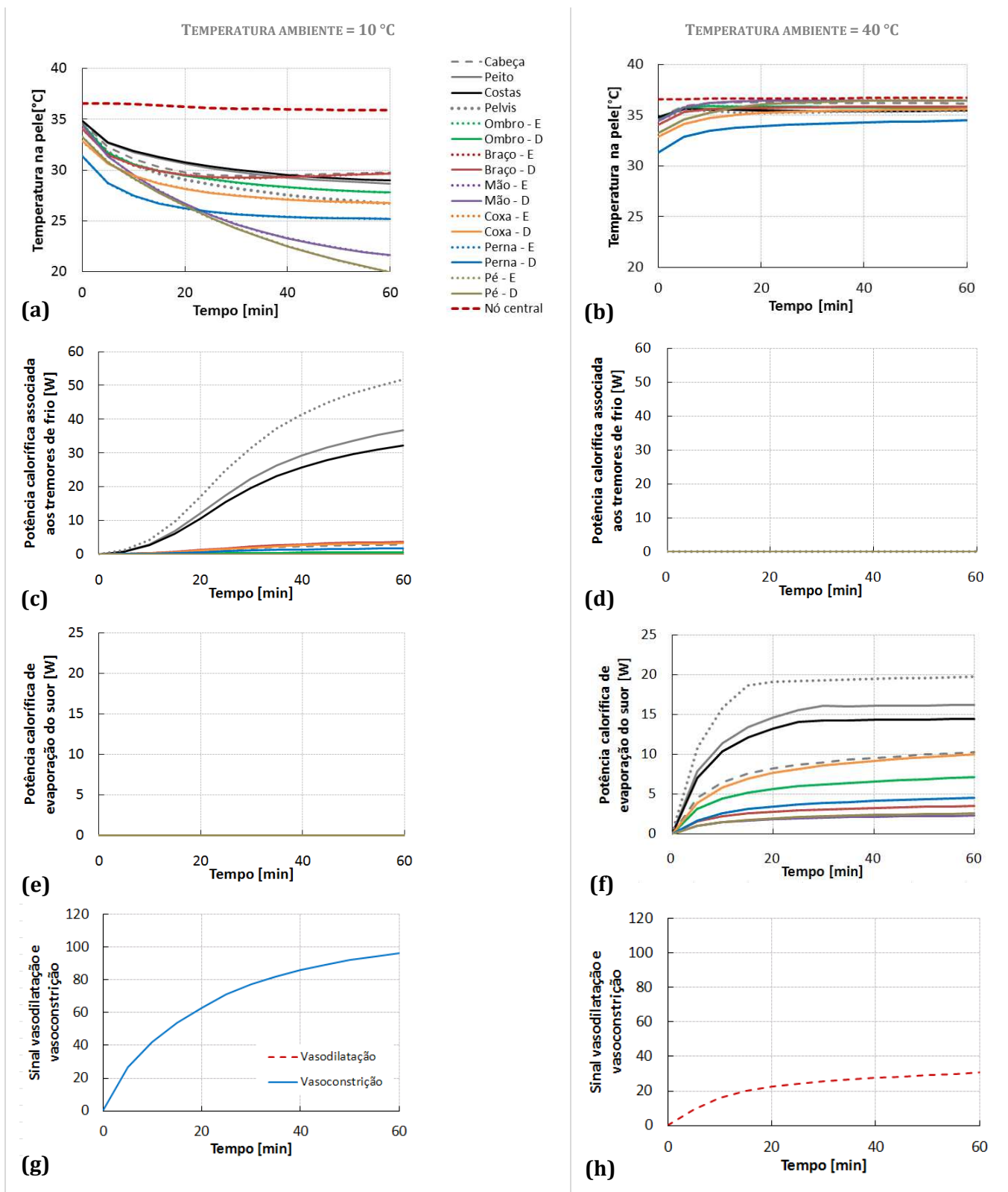


Figura 7.4 - Resultados obtidos com o modelo TR para um indivíduo despido e exposto a 2 temperaturas ambiente diferentes, durante 60 minutos (*a, c, e e g* obtidos para a temperatura ambiente 10 °C e *b, d, f e h* obtidos para a temperatura ambiente de 40 °C); *a e b*) temperatura na pele, *c e d*) potência calorífica associada aos tremores de frio, *e e f*) potência calorífica de evaporação do suor e *g e h*) sinais de vasodilatação e vasoconstrição

## 7.5 INFLUÊNCIA DAS PROPRIEDADES DO VESTUÁRIO SOBRE AS PERDAS DE CALOR DE UM INDIVÍDUO

O vestuário de um indivíduo pode ser constituído por várias peças individuais (p. ex. camisola, calças, gorro, etc.) com diferentes propriedades. Por essa razão, para além de se estudar o efeito das propriedades globais do vestuário sobre a termorregulação do corpo, é igualmente importante analisar a influência das suas propriedades em zonas específicas do corpo.

### 7.5.1 PROPRIEDADES GLOBAIS DO VESTUÁRIO

No modelo TR, as propriedades do vestuário, como a resistência térmica e o índice de permeabilidade ao vapor de água, são necessárias para descrever as resistências à passagem de calor e de massa, desde a pele até ao ambiente (equações 7.19 e 7.14, respetivamente). Neste subcapítulo pretende-se analisar como essas propriedades influenciam a resposta do organismo. Para tal, simularam-se exposições de um indivíduo usando peças com diferentes resistências térmicas e índices de permeabilidade (propriedades compiladas na Tabela 7.9), as quais cobrem todas as zonas do corpo, incluindo a cabeça.

**Tabela 7.9 – Vestuário com diferentes propriedades**

Resistência térmica [m <sup>2</sup> .KW <sup>-1</sup> ]	Índice de permeabilidade ao vapor de água [-]	Resistência evaporativa [m <sup>2</sup> .Pa.W <sup>-1</sup> ]*
0,08	0,3	16
0,22		44
1,40		280
1,40	0,1	840
	0,7	120

\* - Resistência evaporativa = 60 × Resistência térmica / índice [24]

Os valores apresentados na tabela anterior são valores de referência [24, 26]. No caso da resistência térmica, o valor mais baixo (0,08 m<sup>2</sup>.KW<sup>-1</sup>) refere-se a um conjunto de peças constituído por uma *t-shirt*, roupa interior, calças, meias e sapatos enquanto o valor mais elevado, refere-se à resistência térmica de sacos de cama [26]. No caso do índice de permeabilidade do vestuário ao vapor de água, o valor mais baixo (0,3) refere-se a um

conjunto constituído por calças de ganga, *t-shirt*, meias e calçado [24], enquanto o valor mais elevado refere-se a uma peça constituída por um poliéster [24].

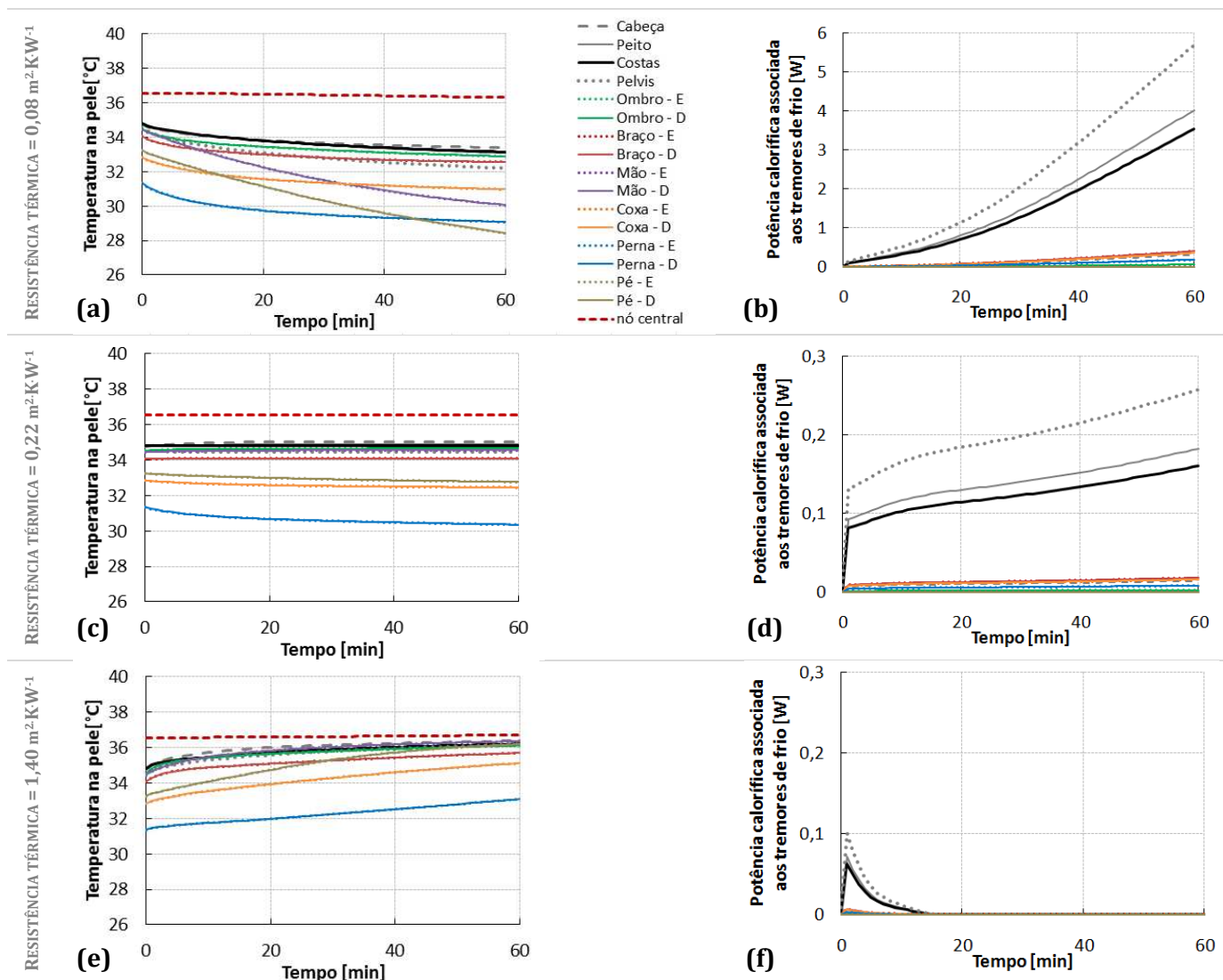
No início da exposição, considerou-se que o indivíduo estava despido e em equilíbrio com as condições ambientais (i.e. temperatura ambiente de 28,85 °C, humidade relativa de 50 % e velocidade do ar de 0,1 m·s<sup>-1</sup>). O tempo simulado inicia-se no momento em que o indivíduo se veste e passa a estar exposto a uma temperatura ambiente inferior à inicial (20 °C), com uma taxa metabólica de 58,2 W·m<sup>-2</sup> (Tabela 7.10).

**Tabela 7.10 – Condições fronteira definidas no estudo da influência das propriedades do vestuário (Tabela 7.9) sobre a resposta do organismo**

<b>Tempo de exposição</b>	<b>[min]</b>	60
<b>Temperatura ambiente</b>	<b>[°C]</b>	20
<b>Humidade relativa</b>	<b>[%]</b>	50
<b>Velocidade do ar</b>	<b>[m·s<sup>-1</sup>]</b>	0,1
<b>Resistência térmica do vestuário</b>	<b>[m<sup>2</sup>·K·W<sup>-1</sup>]</b>	Tabela 7.9
<b>Índice de permeabilidade do vestuário ao vapor de água</b>	<b>[-]</b>	Tabela 7.9
<b>Taxa metabólica</b>	<b>[W·m<sup>-2</sup>]</b>	58,2

Os coeficientes convectivo e radiativo (Tabela 7.7) são iguais aos reportados por Tanabe *et al.* ([4]; Tabela 7.6). Na Figura 7.5 e Figura 7.6 apresentam-se as previsões do modelo TR para vestuários com diferentes resistências térmicas.

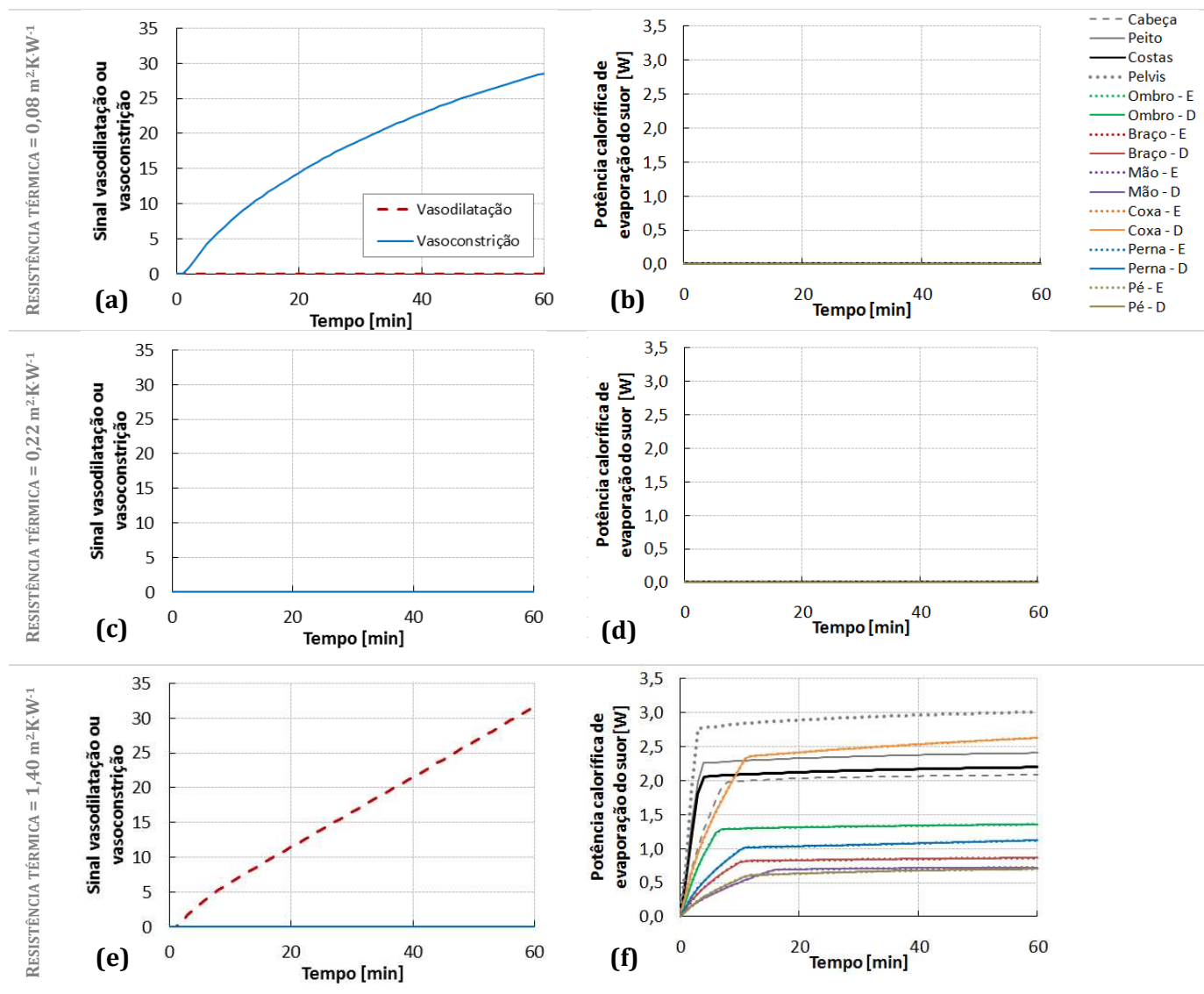




**Figura 7.5 – Efeito da resistência térmica do vestuário sobre a resposta do organismo, durante 60 minutos (a e b obtidos com uma resistência térmica de 0,08 m²·K·W⁻¹, c e d obtidos com resistência térmica de 0,22 m²·K·W⁻¹ e e e f com resistência térmica de 1,40 m²·K·W⁻¹); a, c e e) temperatura na pele e b, d e f) potência calorífica associada aos tremores de frio; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.10**

Ao expor o sujeito a uma temperatura ambiente mais baixa que a inicial e sendo a resistência térmica do vestuário reduzida, aumentam as perdas de calor para o meio ambiente, fazendo com que a temperatura da pele diminua (Figura 7.5a). Nesta situação, o organismo procura manter o equilíbrio térmico através de mecanismos de termorregulação como os tremores de frio (Figura 7.5b) e a vasoconstrição (Figura 7.6a). Quando a resistência térmica do vestuário aumenta (da Figura 7.5 a para a c), menor é o fluxo de calor para o ambiente, pelo que, o corpo necessita de produzir menos calor por mecanismos de termorregulação (Figura 7.5d). No caso de uma peça de vestuário com resistência térmica bastante elevada, além de não existirem nem tremores de frio (Figura

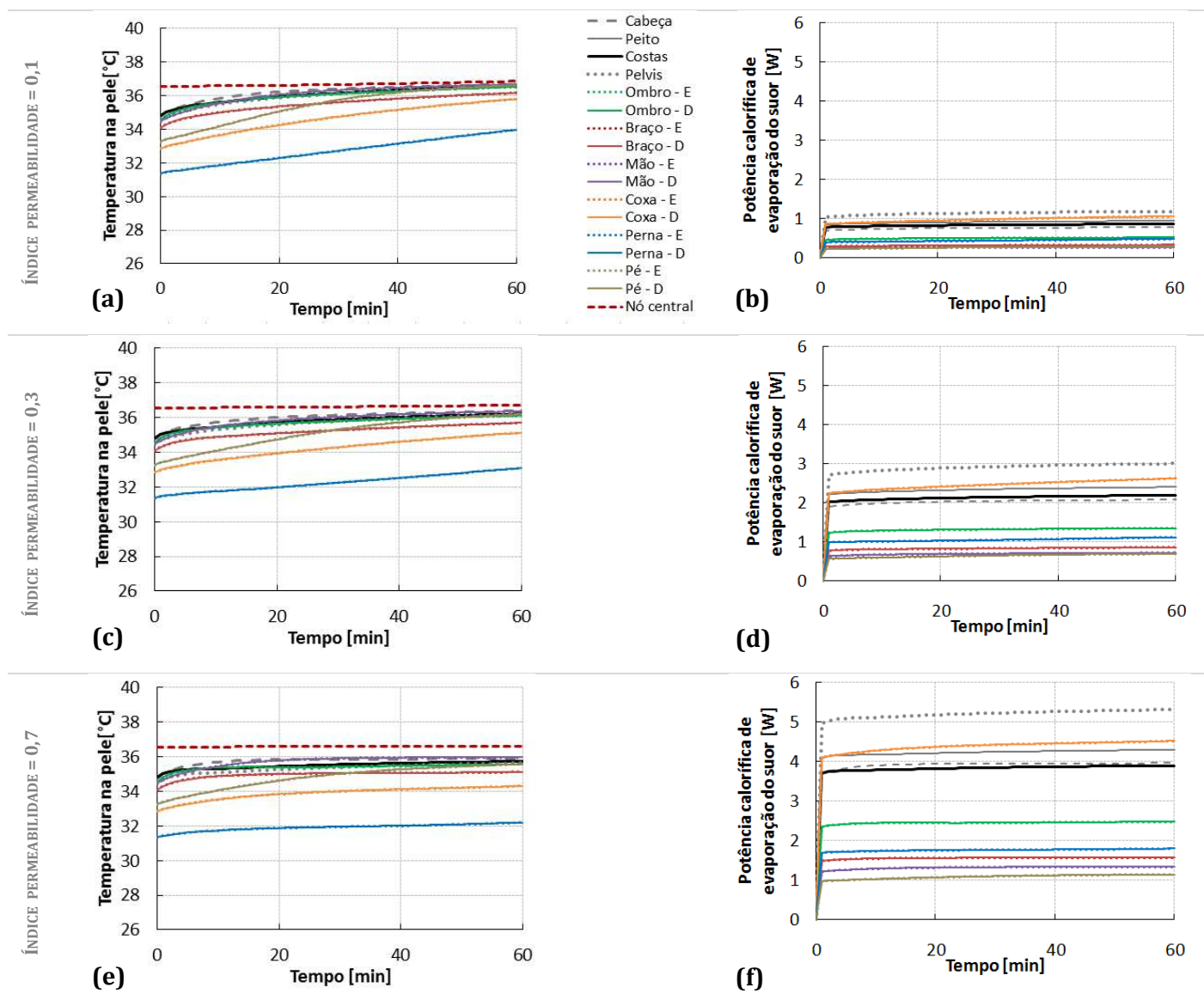
7.5f) nem vasoconstrição (Figura 7.6e), a temperatura da pele aumenta (Figura 7.5e), passando a ocorrer vasodilatação (Figura 7.6e) e produção de suor para manter o equilíbrio térmico do organismo (Figura 7.6f).



**Figura 7.6 - Efeito da resistência térmica do vestuário sobre a resposta do organismo, durante 60 minutos (a e b obtidos com uma resistência térmica de  $0,08 \text{ m}^2\text{K}\cdot\text{W}^{-1}$ , c e d obtidos com resistência térmica de  $0,22 \text{ m}^2\text{K}\cdot\text{W}^{-1}$  e e e f com resistência térmica de  $1,40 \text{ m}^2\text{K}\cdot\text{W}^{-1}$ ); a, c e e) potência calorífica de evaporação do suor e b, d e f) sinais de vasodilatação e vasoconstrição; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.10**

De seguida analisa-se o efeito do índice de permeabilidade do vestuário ao vapor de água. Nestas novas análises, considera-se que a resistência térmica do vestuário é constante ( $1,40 \text{ m}^2\text{K}\cdot\text{W}^{-1}$ ; Tabela 7.9) e as condições de teste são similares às do estudo

anterior (Tabela 7.10). Na Figura 7.14 apresenta-se as previsões do modelo TR para vestuário com diferentes índices de permeabilidade.



**Figura 7.7 – Efeito do índice de permeabilidade do vestuário ao vapor de água sobre a resposta do organismo, durante 60 minutos (a e b obtidos com um índice de 0,1, c e d obtidos com um índice de 0,3 e e e f com um índice de 0,7); a, c e e) temperatura na pele e b, d e f) potência calorífica de evaporação do suor; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.10**

Como a resistência térmica do vestuário é elevada ( $1,4 \text{ m}^2\text{KW}^{-1}$ ; Tabela 7.9), verifica-se que a temperatura na pele aumenta ao longo do tempo (Figura 7.7a), enquanto o organismo procura eliminar o calor em excesso através da evaporação do suor (Figura 7.7b). O aumento do índice de permeabilidade do vestuário (da Figura 7.7a para a e) implica a diminuição da resistência evaporativa, o que facilita a passagem de vapor através

do vestuário, resultando na evaporação de mais suor (da Figura 7.7b para a f) e na consequente diminuição de temperatura (da Figura 7.7a para a e). Por exemplo, ao aumentar o índice de permeabilidade de 0,1 para 0,7, verifica-se que, ao fim de 60 minutos de teste, o calor removido por evaporação de suor no peito aumenta 4 W (da Figura 7.7b para a f) e a temperatura na pele das pernas diminui aproximadamente 2 °C (da Figura 7.7a para a e).

Na Figura 7.7b, d e f verifica-se que as zonas do corpo onde há maior remoção de calor são o peito, costas e pélvis. Estas zonas, que também apresentam o maior contributo para a produção de energia através de tremores (Figura 7.5b), protegem os principais órgãos internos e apresentam área de pele consideráveis pelo que têm um papel bastante importante na termorregulação do corpo. No modelo matemático, a sua influência é tida em conta através de coeficientes elevados de área na sudação e pela maior proporção de músculo na produção de tremores de frio (maior distribuição de músculo, Tabela 7.2). Assim sendo, será interessante analisar, numa destas zonas, o impacto da variação das propriedades do vestuário sobre a termorregulação do organismo.

### **7.5.2 PROPRIEDADES DO VESTUÁRIO DEFINIDAS POR ZONA DO CORPO**

No subcapítulo anterior verificou-se que em zonas de grande área superficial como o peito, costas e pélvis, pode ocorrer grande produção de calor por tremores de frio e grande remoção de calor por evaporação do suor. Tal leva a crer que uma variação nas propriedades do vestuário nessas zonas poderá condicionar a resposta dos restantes segmentos do corpo. Por essa razão, escolheu-se uma dessas zonas, o peito, e estudou-se o efeito de uma alteração nas propriedades locais do vestuário.

Para além disso, analisou-se também o efeito de variar as propriedades das peças usadas sobre a cabeça. Esta zona foi escolhida, uma vez que vários mecanismos de termorregulação, como a vasodilatação (equação 7.21), vasoconstrição (equação 7.22), sudação (equação 7.11) e tremores de frio (equação 7.6), são função do estado térmico da cabeça [20].

Nestes estudos, definiu-se que o vestuário que cobre o corpo apresenta propriedades constantes (i. e. resistência térmica de 0,22 m<sup>2</sup>·K·W<sup>-1</sup> e índice de

permeabilidade de 0,3; Tabela 7.11) à exceção da cabeça e peito, cujos valores de resistência térmica e índice de permeabilidade foram atribuídos de acordo com a Tabela 7.12.

**Tabela 7.11 – Condições fronteira definidas no estudo da influência das propriedades do vestuário da cabeça ou peito (Tabela 7.12) sobre a resposta do organismo**

Tempo de exposição	[min]	60
Temperatura ambiente	[°C]	20
Humidade relativa	[%]	50
Velocidade do ar	[m·s <sup>-1</sup> ]	0,1
Resistência térmica do vestuário (todas as zonas, por omissão)	[m <sup>2</sup> ·KW <sup>-1</sup> ]	0,22
Índice de permeabilidade do vestuário ao vapor de água (todas as zonas, por omissão)	[-]	0,3
Resistência térmica do vestuário (cabeça ou peito)	[m <sup>2</sup> ·KW <sup>-1</sup> ]	Tabela 7.12
Índice de permeabilidade do vestuário ao vapor de água (cabeça ou peito)	[-]	Tabela 7.12
Taxa metabólica	[W·m <sup>-2</sup> ]	58,2

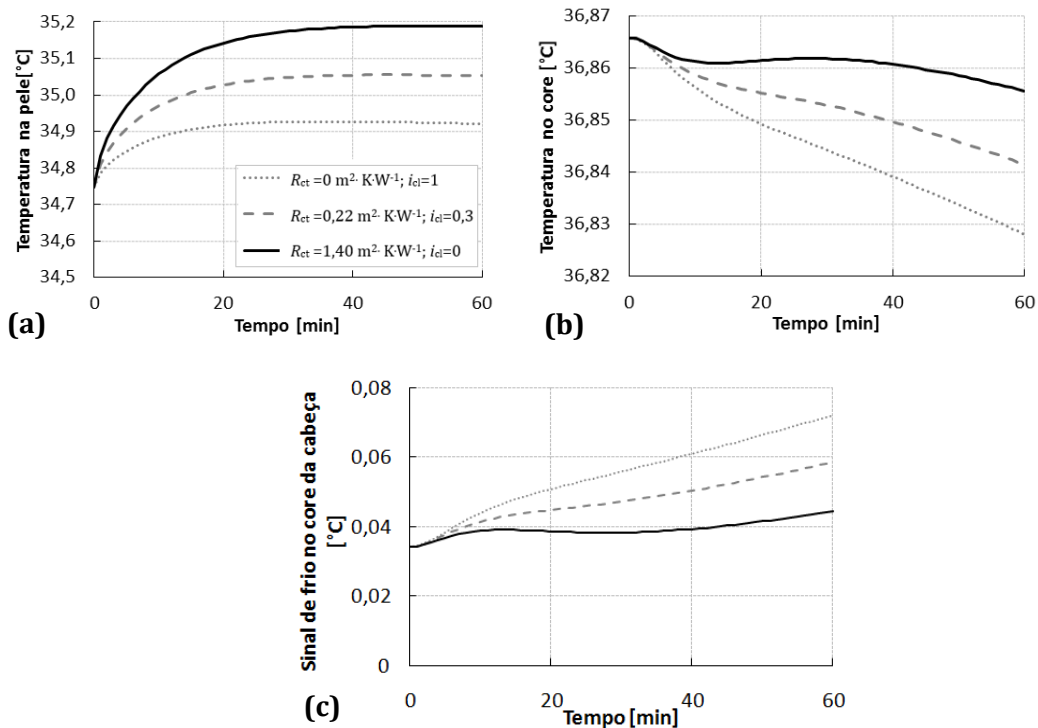
**Tabela 7.12 – Propriedades de uma zona do vestuário (cabeça ou peito)**

Resistência térmica [m <sup>2</sup> ·KW <sup>-1</sup> ]	Índice de permeabilidade ao vapor de água [-]	Resistência evaporativa [m <sup>2</sup> ·Pa·W <sup>-1</sup> ] *
1,00 × 10 <sup>-6</sup> (≈ 0)	1	6,00 × 10 <sup>-5</sup> (≈ 0)
0,22	0,3	44
1,40	0	∞

\* - Resistência evaporativa = 60 × Resistência térmica / índice [24]

No início do teste, considerou-se que o indivíduo estava despido e em equilíbrio com as condições ambientais (i.e. temperatura ambiente de 28,85 °C, humidade relativa de 50% e velocidade do ar de 0,1 m·s<sup>-1</sup>; Tabela 7.11). O tempo simulado inicia-se no momento em que o indivíduo veste a roupa e é exposto a uma temperatura ambiente inferior à inicial (20 °C). Os coeficientes convectivo e radiativo (Tabela 7.7) são os reportados por Tanabe *et al.* [4].

Na Figura 7.8 apresentam-se os resultados de temperatura e do sinal de frio obtidos na região da cabeça, quando esta se encontra destapada ou coberta por uma peça de vestuário com diferentes propriedades (Tabela 7.12).



**Figura 7.8 – Efeito das propriedades do vestuário que cobre a cabeça sobre a temperatura e sinal de frio na região da cabeça, durante 60 minutos; a) temperatura na pele da cabeça, b) temperatura no core da cabeça e c) sinal de frio na cabeça; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.11**

Ao aumentar a resistência térmica e diminuir o índice de permeabilidade da roupa que cobre a cabeça, aumenta a temperatura na pele e no *core* da cabeça (Figura 7.8a e b, respetivamente), o que implica na diminuição do sinal de frio no *core* da cabeça (Figura 7.8c). Devido à diminuição deste sinal, menos calor é produzido por tremores de frio nas restantes regiões do corpo (Figura 7.9; o calor produzido para gerar os tremores é diretamente proporcional ao sinal de frio, no *core* da cabeça; equação 7.6).

Na Figura 7.9a (cabeça destapada) verifica-se que a zona da pélvis é a que produz mais calor por tremores (0,32 W) no final do tempo simulado (60 minutos). Quando a cabeça é coberta por uma peça mais isolante e totalmente impermeável ao vapor de água (Figura 7.9c), observa-se uma menor geração de calor por tremores na zona pélvica (0,19 W). Da análise da Figura 7.8 e Figura 7.9, conclui-se que as propriedades das peças que cobrem a cabeça influenciam claramente a resposta das restantes zonas do corpo.

Na Figura 7.10 apresentam-se resultados de temperatura e calor perdido por respiração na região do peito, quando esta zona se encontra destapada ou coberta por uma peça com diferentes propriedades (Tabela 7.12).

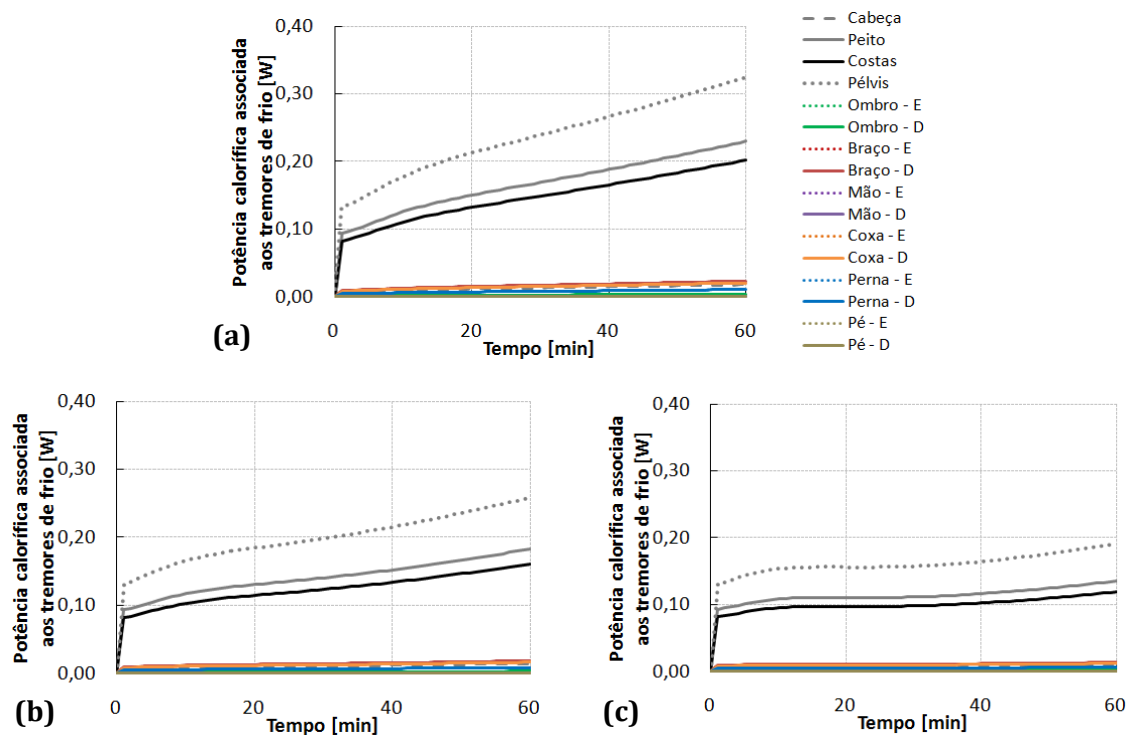


Figura 7.9 – Efeito das propriedades do vestuário que cobre a cabeça sobre a potência calorífica associada aos tremores de frio nas regiões do corpo, durante 60 minutos; a)  $R_{ct} = 0 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$  e  $i_{cl}=1$ , b)  $R_{ct} = 0,22 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$  e  $i_{cl}=0,3$  e c)  $R_{ct} = 1,40 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$  e  $i_{cl}=0$ ; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.11

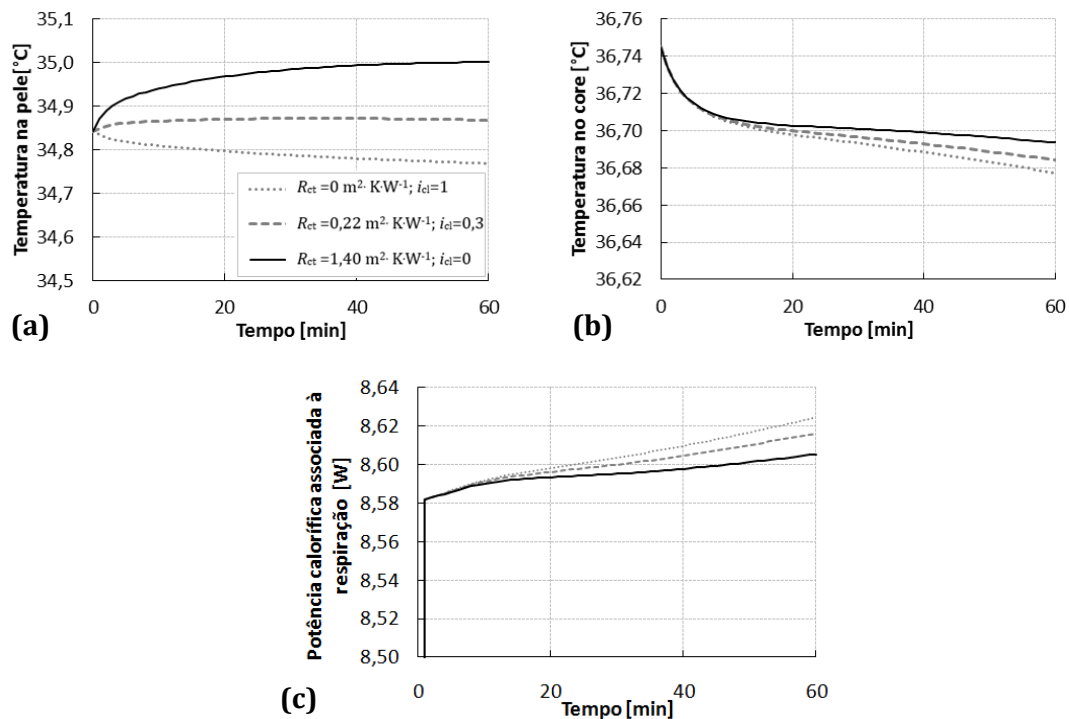


Figura 7.10 – Efeito das propriedades do vestuário que cobre o peito sobre a temperatura e o calor perdido por respiração no peito, durante 60 minutos; a) temperatura na pele do peito, b) temperatura no core do peito e c) potência calorífica associada à respiração; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.11

Os resultados apresentados para a zona do peito (Figura 7.10) mostram que o aumento da resistência térmica e diminuição da permeabilidade da peça que cobre o peito, faz aumentar a temperatura na pele e no *core* do peito (Figura 7.10a e b, respetivamente) e diminuir o calor removido por respiração (Figura 7.10c). Estas variações estão relacionadas com a alteração do estado térmico do corpo à medida que diminui o transporte de calor através do vestuário (neste caso o utilizado para cobrir o peito). Ainda na Figura 7.10c, a aparente variação brusca no primeiro minuto deve-se à frequência com que os resultados de simulação foram guardados (1 minuto).

Na Figura 7.11 observa-se que a variação das propriedades do vestuário local, neste caso na zona do peito, implica uma variação na produção de calor devido a tremores de frio. Por exemplo, ao fim de 60 minutos de exposição, quando o peito se encontra destapado (Figura 7.11a) o calor produzido na zona da pélvis é de 0,29 W enquanto que ao tapar o peito com uma peça bastante isolante (Figura 7.11c), o calor gerado na pélvis diminui para 0,22 W.

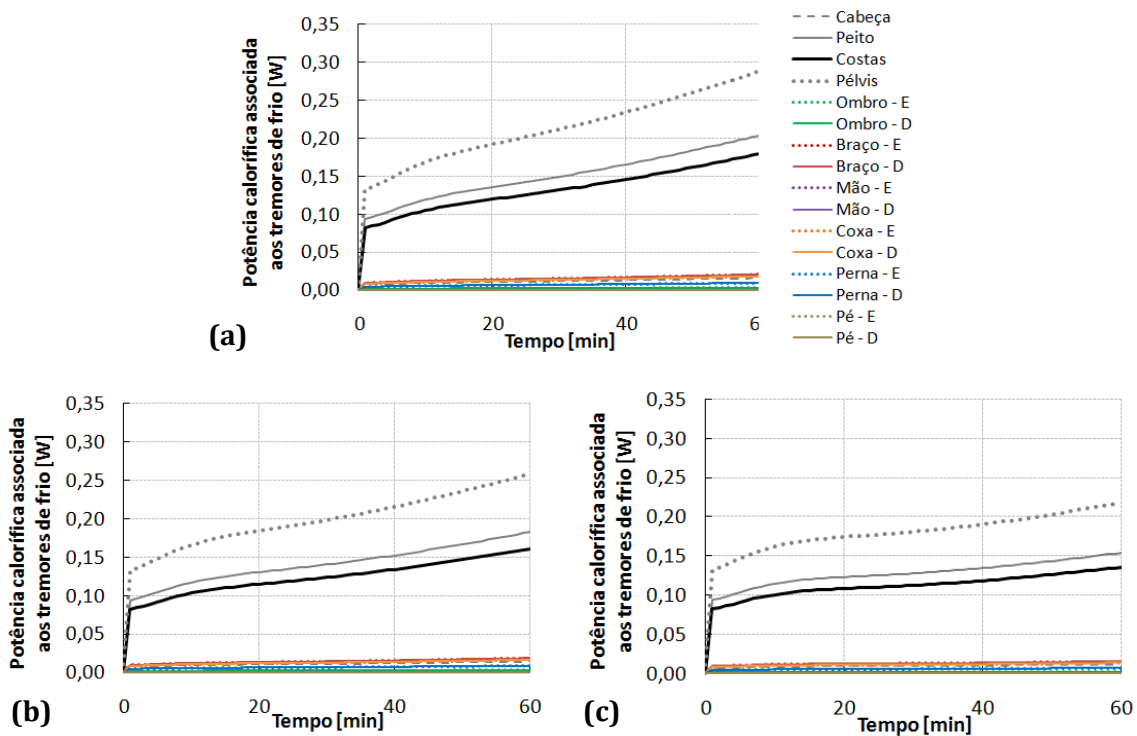


Figura 7.11 – Efeito das propriedades do vestuário que cobre o peito sobre a potência calorífica associada aos tremores de frio nas regiões do corpo, durante 60 minutos; a)  $R_{ct} = 0 \text{ m}^2 \cdot \text{KW}^{-1}$  e  $i_{cl}=1$ , b)  $R_{ct} = 0,22 \text{ m}^2 \cdot \text{KW}^{-1}$  e  $i_{cl}=0,3$  e c)  $R_{ct} = 1,40 \text{ m}^2 \cdot \text{KW}^{-1}$  e  $i_{cl}=0$ ; condições fronteira de acordo com Tabela

7.11



Tal como se verificou na zona da cabeça, também neste caso, as propriedades do vestuário que cobre a zona do peito influenciam a resposta das outras zonas do corpo. Por essa razão, nos estudos em que se integra o modelo de termorregulação (TR) com o modelo de transferência de calor e massa em têxteis (TCMT), optou-se por impôr a troca de informação entre os modelos TR e TCMT em apenas uma zona do corpo, mantendo-se as propriedades do vestuário das restantes zonas constantes.

No subcapítulo seguinte apresenta-se a estratégia adotada, assim como o desempenho de peças de vestuário multicamada, quando se modeliza a termorregulação do corpo integrada com o modelo de transferência de calor e massa através de vestuário.

## **7.6 INTEGRAÇÃO DO MODELO DE TERMORREGULAÇÃO COM O MODELO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA EM TÊXTEIS**

A integração do modelo TR com o modelo de transferência de calor e massa em têxteis (TCMT) foi realizada através da ferramenta MatLab. O modelo TR foi implementado integralmente no MatLab, enquanto as equações do modelo TCMT foram resolvidas numa ferramenta comercial pelo método dos elementos finitos. A troca de informação entre os modelos foi controlada através de um *script*, desenvolvido em MatLab, enquanto as propriedades ambientais e tempos de simulação foram definidos no MatLab, através de uma interface desenvolvida com esse objetivo.

No início do processo, define-se na interface (Figura 7.12 e Figura 7.13): o tipo de estudo “TR+HMTT” (Figura 7.12a), as condições ambientais, o tempo e o passo de integração (Figura 7.12b), assim como a taxa metabólica do indivíduo e as características do vestuário (Figura 7.13c). Após a definição de todos os parâmetros de simulação é necessário indicar a zona do corpo em que ambos os modelos trocam informação (Figura 7.13d). Por fim, executa-se o comando que dá início ao cálculo numérico (botão “Run”, Figura 7.13e).

A troca de informação entre o modelo TR e o modelo TMCT é realizada através de ficheiros de texto e variáveis definidas no MatLab. Na Figura 7.14 apresenta-se o diagrama de fluxos de informação.

Select the type of simulation

☐ Thermoregulation (TR)
   
☐ Heat and mass transfer in textile (HMTT)
   
☐ HMTT + Optimisation process (OP)
   
☒ TR + HMTT

Next >>

(a)

General configurations

Ambient conditions

Ambient temperature [°C] 
  
 Relative humidity [%] 
  
 Air velocity [m/s]

Simulation time

Total time [min] 
  
 Time-step (TR) [s] 
  
 Time-step (HMTT) [s] 
  
 Save results at each time increment [min]

<< Back

Next >>

(b)

**Figura 7.12 – Interface criada para correr vários tipos de estudos; sequência de janelas que permite definir o estudo onde se integra o modelo de termorregulação e o modelo de transferência de calor e massa em têxteis (parte A)**

O modelo TR corre para o primeiro incremento de tempo e os resultados são escritos em ficheiros de texto. Do modelo TR retira-se a temperatura e a taxa de sudção da pele, na zona do corpo em análise, definindo estes parâmetros como condições fronteira da pele no modelo TCMT. De seguida, o modelo TCMT resolve os balanços energéticos e mássicos para mais um incremento de tempo. Durante o processo de cálculo do modelo TCMT, o módulo de controlo (MC, Figura 7.14) aguarda até que sejam criados os ficheiros de texto do modelo TCMT. Quando tal acontece, os resultados do modelo TCMT, nomeadamente as resistências térmica e evaporativa do vestuário, assim como os coeficientes globais de transferência de calor e massa, são definidos no modelo TR, para mais um incremento de tempo.

Nos modelos, há parâmetros que são definidos como constantes durante cada incremento de tempo. Por exemplo, na Figura 7.15, representa-se o estado térmico do corpo e as propriedades do vestuário em cada incremento de tempo, durante os cálculos do modelo TR e TCMT.

**TR configurations**

**Person characteristics**

Metabolic rate [W/m<sup>2</sup>]

**Total convective and radiant heat transfer coefficient**  
 Total coefficient [m<sup>2</sup>.K/W]

By body segment? ☒ Yes ☐ No

	Total coefficient
Head	
Chest	
Back	
Pelvis	
L-shoulder	
R-shoulder	
L-arm	
R-arm	
L-hand	
R-hand	

**Clothing properties**

Rct textile [m<sup>2</sup>.K/W]

Ret textile [s/m]

**Defining clothing properties by body segment?**  
☐ Yes ☐ No

	Rct
Head	
Chest	
Back	
Pelvis	
L-shoulder	
R-shoulder	
L-arm	
R-arm	
L-hand	
R-hand	

**(c)**

**Select the body segment covered by the clothing simulated in HMTT**

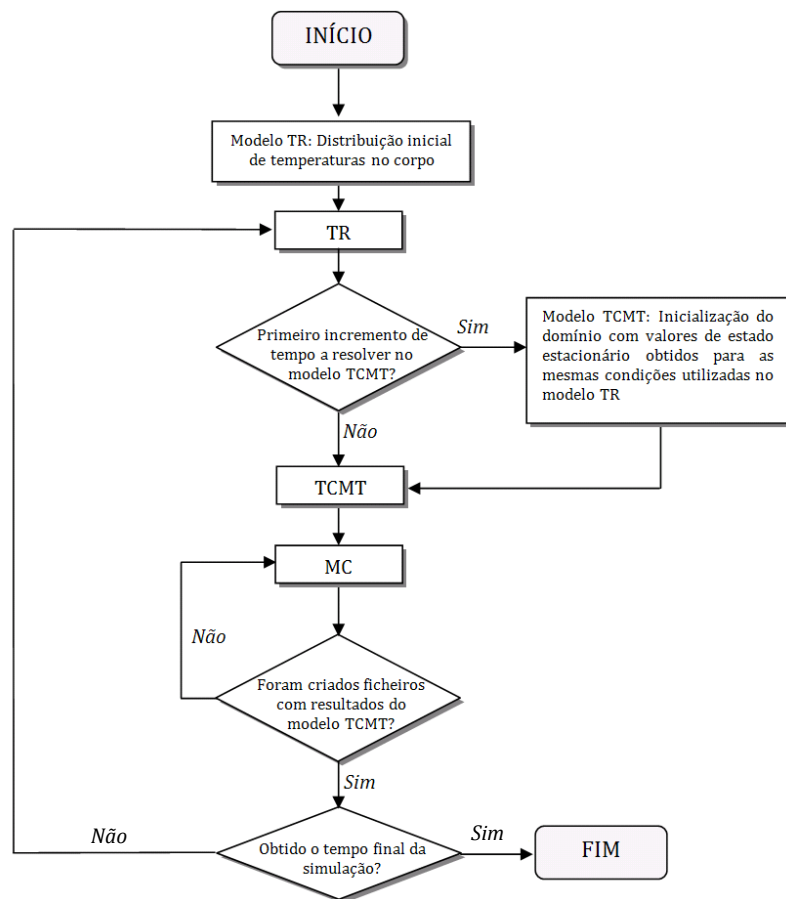
☐ Head  
☒ Chest  
☐ Back  
☐ Pelvis  
☐ L - shoulder  
☐ R - shoulder  
☐ L - arm  
☐ R - arm  
☐ L - hand  
☐ R - hand  
☐ L - thigh  
☐ R - thigh  
☐ L - leg  
☐ R - leg  
☐ L - foot  
☐ R - foot

**(d)**

**Run**

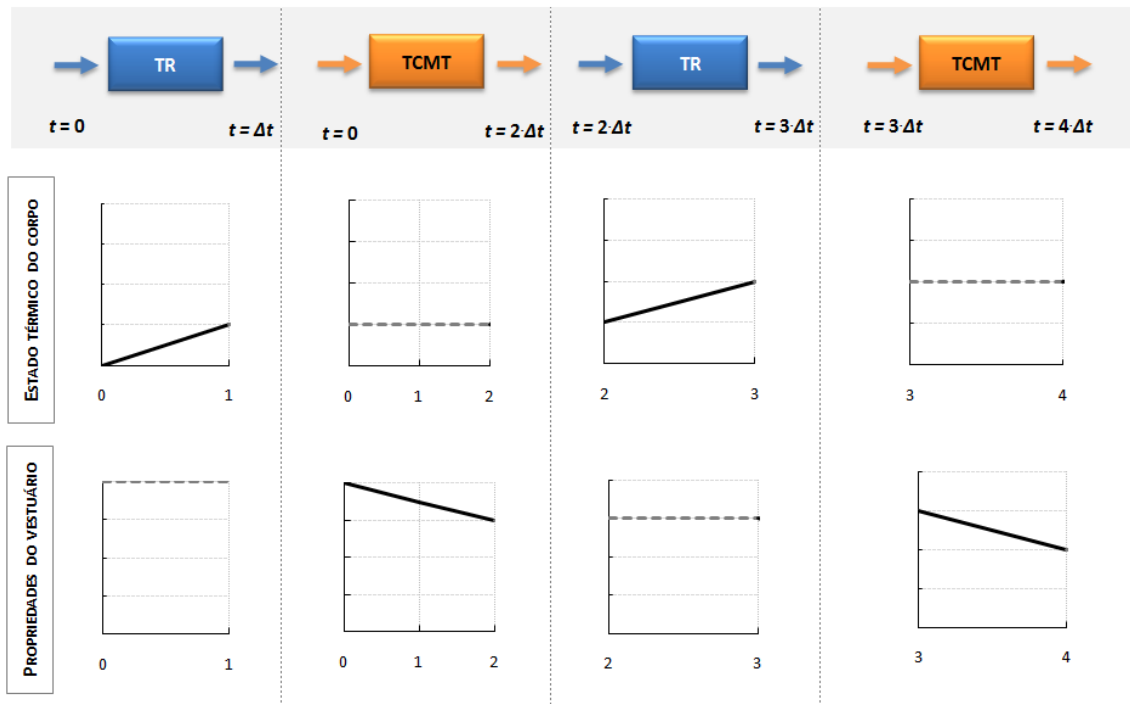
**(e)**

**Figura 7.13 – Interface criada para correr vários tipos de estudos; sequência de janelas que permite definir o estudo onde se integra o modelo de termorregulação e o modelo de transferência de calor e massa em têxteis**



**Figura 7.14 – Diagrama de fluxo de informação entre os modelos TR e TCMT**

No primeiro incremento de tempo, o modelo TR modeliza o estado térmico do corpo (linha contínua, Figura 7.15), considerando as propriedades do vestuário constantes (linha a tracejado, Figura 7.15). No final desse incremento de tempo, os parâmetros obtidos no modelo TR são definidos no modelo TCMT, como condições fronteira constantes. Nesta primeira simulação do modelo TCMT é necessário inicializar o domínio desde o tempo zero. Por essa razão, esta simulação é exceção (Figura 7.15). No incremento de tempo seguinte, os novos valores das propriedades do vestuário são definidos no modelo TR, e o ciclo repete-se para cada incremento de tempo: estado térmico do corpo determinado no modelo TR considerando as propriedades do vestuário obtidas do incremento anterior, seguido do cálculo das propriedades do vestuário pelo modelo TCMT considerando as condições na pele, obtidas no incremento de tempo anterior. A troca de informação entre modelos termina quando o tempo final de simulação é atingido.



**Figura 7.15 – Comportamento dos parâmetros obtidos nos modelos TR e TCMT para cada incremento de tempo; o estado térmico do corpo é determinado pelo modelo TR enquanto as propriedades do vestuário são mantidas constantes; as propriedades do vestuário são determinadas pelo modelo TCMT mantendo o estado do corpo constante [linha contínua – cálculo contínuo de vários parâmetros; linha a tracejado – valores calculados previamente e assumidos constantes]**

Os parâmetros determinados no modelo TCMT são integrados com o modelo TR, após a alteração de algumas equações do modelo de termorregulação, tal como é apresentado no subcapítulo seguinte.

### 7.6.1 PARÂMETROS TROCADOS ENTRE MODELOS

O modelo TR permite determinar o estado térmico do corpo quando coberto por vestuário com diferentes propriedades e exposto a distintos ambientes. Ao integrar este modelo com o modelo TCMT, o transporte de energia e vapor de água através da roupa passa a ser determinado pelo modelo TCMT (Figura 7.16).

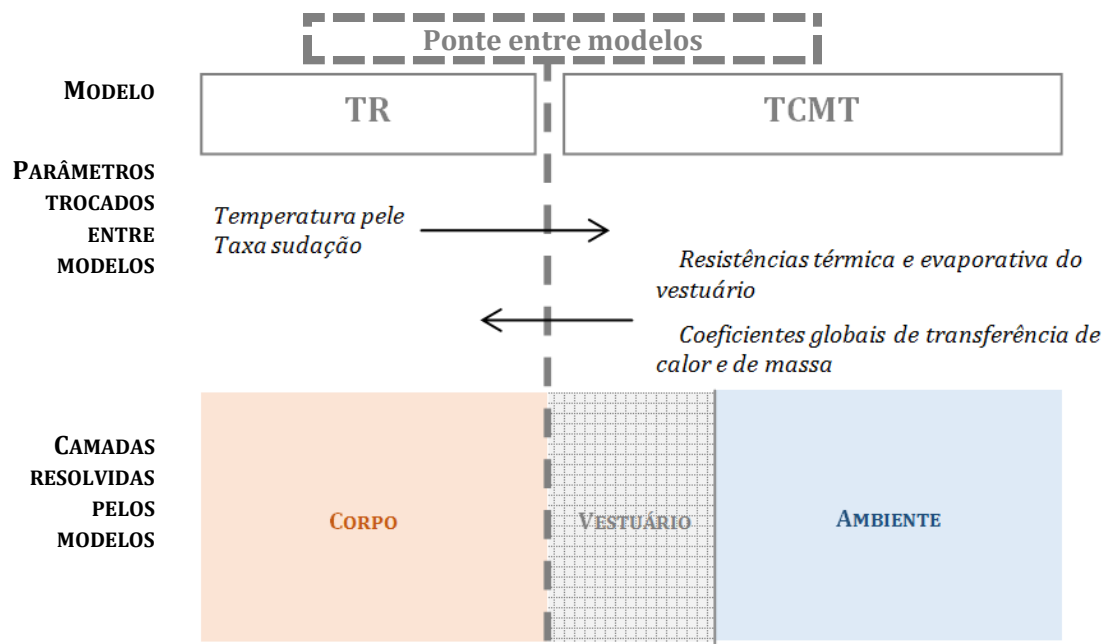


Figura 7.16 - Esquema dos parâmetros trocados entre os modelos TR e TCMT

No modelo TR, a transferência de calor desde a pele até ao ambiente é determinado através da equação 7.31, que considera um coeficiente global de transferência de calor entre a pele e o ambiente ( $h_T^{TCMT}$ ) calculado no modelo TCMT.

$$Q_{\text{conv+rad}}^{\text{TR}}(i,4) = h_T^{\text{TCMT}}(i) \cdot [T^{\text{TR}}(i,4) - T_{\text{amb}}] \cdot A(i) \quad (7.31)$$

Entre a pele e a superfície exterior da peça de vestuário a transferência ocorre em série, enquanto que entre a superfície exterior e o ambiente ocorre em paralelo,

$$\frac{1}{h_T^{TCMT}} = R_{ct}^{TCMT} + R_T^{amb, TCMT} \quad (7.32)$$

Na equação anterior  $R_{ct}^{TCMT}$  é a resistência térmica do vestuário e  $R_T^{amb, TCMT}$  é a resistência térmica convectiva e radiativa, determinadas no modelo TCMT. No cálculo da resistência térmica do vestuário considerou-se a razão entre a espessura da camada ( $L$ ) e a condutividade efetiva da mesma ( $k_{ef}^{TCMT}$ ),

$$R_{ct}^{TCMT} = \frac{L}{k_{ef}^{TCMT}} \quad (7.33)$$

Para determinar  $R_T^{amb, TCMT}$  foi necessário determinar um coeficiente de transferência ( $h_T^{amb, TCMT}$ ; equação 7.34) em função da temperatura na superfície exterior da peça de vestuário.

$$R_T^{amb, TCMT} = \frac{1}{h_T^{amb, TCMT}} \quad (7.34)$$

O coeficiente  $h_T^{amb, TCMT}$  é determinado sabendo que o calor transferido para o ambiente ( $Q_T^{amb, TCMT}$ ) é transferido por convecção, em paralelo através da fase sólida ( $Q_{conv, \sigma}^{TCMT}$ ) e da fase gasosa ( $Q_{conv, \gamma}^{TCMT}$ ), e por radiação ( $Q_{rad}^{TCMT}$ ),

$$Q_T^{amb, TCMT} = Q_{conv, \sigma}^{TCMT} + Q_{conv, \gamma}^{TCMT} + Q_{rad}^{TCMT} \quad (7.35)$$

em que  $Q_{rad}^{TCMT}$  é determinado segundo a equação,

$$Q_{\text{rad}}^{\text{TCMT}} = \varepsilon_r \cdot \sigma \cdot \left( T_f^{\text{TCMT}^4} - T_{\text{amb}}^4 \right) \cdot A_{\sigma} \quad (7.36)$$

Na equação 7.36,  $\varepsilon_r$  é a emissividade da superfície,  $\sigma$  a constante de Stefan-Boltzmann,  $T_{\text{amb}}$  a temperatura ambiente e  $A_{\sigma}$  a área de transferência de calor da fase sólida.

Para obter o coeficiente total de transferência de calor ( $h_T^{\text{amb, TCMT}}$ ), basta reescrever a equação 7.35 da seguinte forma,

$$h_T^{\text{amb, TCMT}} \cdot (T_{\text{global}} - T_{\text{amb}}) \cdot A_T = h_c^{\text{TCMT}} \cdot (T_f^{\text{TCMT}} - T_{\text{amb}}) \cdot A_{\sigma} + h_c^{\text{TCMT}} \cdot (T_{\gamma}^{\text{TCMT}} - T_{\text{amb}}) \cdot A_{\gamma} + \varepsilon_r \cdot \sigma \cdot \left( T_f^{\text{TCMT}^4} - T_{\text{amb}}^4 \right) \cdot A_{\sigma} \quad (7.37)$$

em que  $T_f$  é a temperatura da fibra,  $T_{\gamma}$  é a temperatura da fase gasosa e  $T_{\text{global}}$  é a temperatura ponderada de ambas as fases,

$$T_{\text{global}} = \varepsilon_{\sigma} \cdot T_f^{\text{TCMT}} + \varepsilon_{\gamma} \cdot T_{\gamma}^{\text{TCMT}} \quad (7.38)$$

e  $A_T$  é a área total de transferência de calor,  $h_c^{\text{TCMT}}$  é o coeficiente convectivo de transferência de calor e  $A_{\gamma}$  é a área de transferência da fase gasosa.

Ao considerar que o calor removido por convecção em ambas as fases ocorre em paralelo, obtém-se a seguinte relação entre áreas,

$$A_T = \varepsilon_{\sigma} \cdot A_{\sigma} + \varepsilon_{\gamma} \cdot A_{\gamma} \quad (7.39)$$

pelo que, ao substituir a expressão anterior na equação 7.37, obtém-se,

$$h_T^{\text{amb, TCMT}} \cdot (T_{\text{global}} - T_{\text{amb}}) \cdot A_T = h_c^{\text{TCMT}} \cdot (T_f^{\text{TCMT}} - T_{\text{amb}}) \cdot \varepsilon_{\sigma} \cdot A_T + h_c^{\text{TCMT}} \cdot (T_{\gamma}^{\text{TCMT}} - T_{\text{amb}}) \cdot \varepsilon_{\gamma} \cdot A_T + \varepsilon_r \cdot \sigma \cdot \left( T_f^{\text{TCMT}^4} - T_{\text{amb}}^4 \right) \cdot \varepsilon_{\sigma} \cdot A_T \quad (7.40)$$

Para exprimir o coeficiente total de transferência de calor na superfície da peça basta reescrever a equação 7.40, com auxílio das equações 7.38 e 7.39, obtendo-se uma



relação entre o coeficiente e a temperatura a que se encontra a superfície do vestuário (equação 7.41).

$$h_{T}^{\text{amb, TCMT}} = h_c^{\text{TCMT}} + \frac{\varepsilon_f \cdot \sigma \cdot (T_f^{\text{TCMT}^4} - T_{\text{amb}}^4) \cdot \varepsilon_\sigma}{(\varepsilon_\sigma \cdot T_f^{\text{TCMT}} + \varepsilon_\gamma \cdot T_\gamma^{\text{TCMT}} - T_{\text{amb}})} \quad (7.41)$$

O valor deste coeficiente é utilizado para determinar a resistência térmica total para o ambiente (equação 7.34) e por consequência o coeficiente de transferência de calor total (equação 7.32) incluído na equação 7.31 do modelo TR.

No modelo TR, existe ainda outro coeficiente que é necessário definir, nomeadamente, o coeficiente de transferência de calor desde a pele até ao meio ambiente na evaporação ( $h_e^{\text{TR}}$ ). Este coeficiente é utilizado para determinar o calor máximo removido por evaporação do suor [ $Q_{\text{evap}}^{\text{máximo}}(i)$ ], de acordo com a equação

$$Q_{\text{evap}}^{\text{máximo, TR}}(i) = h_e^{\text{TCMT}}(i) \cdot [p_{v, \text{sat}}^{\text{pele}}(i) - p_v^{\text{amb}}(i)] \cdot A(i) \quad (7.42)$$

em que  $p_{v, \text{sat}}^{\text{pele}}$  é a pressão de saturação do vapor de água na pele (equação 3.37; [21]),  $p_v^{\text{amb}}$  é a pressão parcial de vapor de água no ambiente (equação 7.17) e  $A$  é a área de cada zona do corpo. O coeficiente  $h_e^{\text{TCMT}}$  corresponde ao inverso da resistência evaporativa total desde a pele até ao ambiente ( $R_{et, T}^{\text{TCMT}*}$ ),

$$h_e^{\text{TCMT}}(i) = \frac{1}{R_{et, T}^{\text{TCMT}*}} \quad (7.43)$$

A resistência evaporativa apresentada na equação 7.43 pode ser definida em função da resistência evaporativa total ( $R_{et, T}^{\text{TCMT}}$ ) de acordo com a seguinte equação,

$$R_{et,T}^{TCMT*} = R_{et,T}^{TCMT} \cdot \left[ \frac{R_{universal} \cdot T_{global}}{\Delta h_{vap} \cdot M_{H_2O}} \right] \quad (7.44)$$

em que  $\Delta h_{vap}$  é a entalpia de vaporização da água,  $M_{H_2O}$  a massa molar da água,  $R_{universal}$  a constante universal e  $T_{global}$  a temperatura ponderada de ambas as fases do têxtil (equação 7.38). A resistência evaporativa total considera que a transferência de massa ocorre em série desde a pele até ao ambiente, traduzindo-se no somatório da resistência evaporativa da roupa ( $R_{et,roupa}^{TCMT}$ ) com a do ambiente ( $R_{et,amb}^{TCMT}$ ; equação 7.45).

$$R_{et,T}^{TCMT} = R_{et,roupa}^{TCMT} + R_{et,amb}^{TCMT} \quad (7.45)$$

em que  $R_{et,roupa}^{TCMT}$  é traduzida pela equação,

$$R_{et,roupa}^{TCMT} = \frac{L}{D_{ef}^{TCMT}} \quad (7.46)$$

e  $R_{et,amb}^{TCMT}$  pela expressão,

$$R_{et,amb}^{TCMT} = \frac{1}{k_c^{TCMT}} \quad (7.47)$$

Na equação 7.46,  $D_{ef}$  é a difusividade efetiva do vestuário e, na equação 7.47,  $k_c^{TCMT}$  é o coeficiente convectivo de transferência de massa.

As resistências evaporativas  $R_{et,roupa}^{TCMT}$  e  $R_{et,amb}^{TCMT}$  são determinadas no modelo TCMT para calcular a resistência evaporativa total (equação 7.45), que é convertida em resistência evaporativa pela equação 7.44 e utilizada para determinar o coeficiente de transferência de calor  $h_e^{TCMT}$  (equação 7.43), utilizado no modelo TR (equação 7.42).

Até este ponto, descreveram-se os parâmetros que são determinados no modelo TCMT e integrados no modelo TR. Porém, o modelo TR também envia valores de temperatura e taxa de sudção da pele para o modelo TCMT. Em relação à temperatura na pele, define-se no modelo TCMT que as temperaturas da fase sólida e gasosa são iguais à temperatura proveniente do modelo TR. No modelo TR, a taxa de sudção na pele ( $\dot{m}_{\text{evap},T}^{\text{TR}}$ ), é determinada em função do calor removido por evaporação da água ( $Q_{\text{evap},T}^{\text{TR}}$ ) e da entalpia de vaporização da água, de acordo com a seguinte equação,

$$\dot{m}_{\text{evap},T}^{\text{TR}} = \frac{Q_{\text{evap},T}^{\text{TR}}}{\Delta h_{\text{vap}} \cdot A} \quad (7.48)$$

No modelo TR verifica-se se a taxa de libertação de água pela pele é superior, ou não, ao valor máximo de vapor de água que pode ser transportado através do vestuário. No caso de ser, forma-se um filme de água entre a pele e o vestuário e, por essa razão, no modelo TR considera-se o calor de evaporação máximo da água que pode, efetivamente, ser transferida através da peça de vestuário (equação 7.13). Nesta situação de saturação da pele, a concentração de vapor de água na pele corresponde à concentração de saturação da água a esta temperatura. No modelo TCMT, define-se essa concentração na fronteira do vestuário. Caso a taxa de sudção não implique a saturação da pele, a taxa libertação de água obtida no modelo TR (equação 7.48) é imposta como condição de fronteira no modelo TCMT.

## **7.6.2 DESEMPENHO DE UMA PEÇA DE VESTUÁRIO QUANDO SE CONSIDERA A TERMORREGULAÇÃO DO CORPO HUMANO**

Neste subcapítulo, estuda-se o desempenho de peças de vestuário multicamada, quando se consideram condições fronteira na pele mais próximas da realidade. Para tal, incorporou-se um modelo de termorregulação (modelo TR, subcapítulo 7.2) que modeliza o estado térmico do indivíduo, determinando a temperatura na pele e a taxa de sudção excretada pelo indivíduo, durante a sua exposição a um dado ambiente. Estas variáveis são utilizadas para definir as condições fronteira na pele, no modelo de transferência de calor

e massa no vestuário (modelo TCMT, subcapítulo 6.2). O efeito destas variáveis sobre a evolução dos perfis de temperatura e concentração de água no vestuário é determinado no modelo TCMT (Figura 7.15). As variações das propriedades do vestuário daí resultantes são tidas em conta no modelo TR e, esta troca de informação entre modelos termina quando o tempo final de exposição é atingido (Figura 7.14).

Neste estudo avaliou-se o efeito da exposição de um indivíduo vestido (incluindo a cabeça) a um ambiente quente (40 °C, Tabela 7.13), em que as propriedades do vestuário na região do peito variam em função do estado térmico do corpo. Nesta zona, as condições na pele são determinadas no modelo TR enquanto que, as resistências térmica e evaporativa do vestuário são calculadas no modelo TCMT (Tabela 7.13). Na Tabela 7.13 compilam-se as condições fronteira utilizadas neste estudo e na Tabela 7.14 apresentam-se as propriedades da peça de vestuário multicamada.

Os coeficientes de transferência de calor e massa globais utilizados em todas as zonas do corpo (Tabela 7.13) foram obtidos para estado-estacionário, quando a temperatura na pele é de 34,8 °C e as condições ambientais e propriedades do vestuário são as apresentadas na Tabela 7.13 e Tabela 7.14, respetivamente. Após inicializar o domínio, novos coeficientes são calculados no modelo TCMT em função das temperaturas obtidas no vestuário.

Os sistemas de equações dos modelos TR e TCMT foram calculados para um incremento de tempo de 1 s, durante 2 horas de exposição (Tabela 7.13), enquanto a troca de informação entre modelos é realizada a cada 30 segundos.

**Tabela 7.13 – Condições fronteira definidas na integração do modelo TR e TCMT**

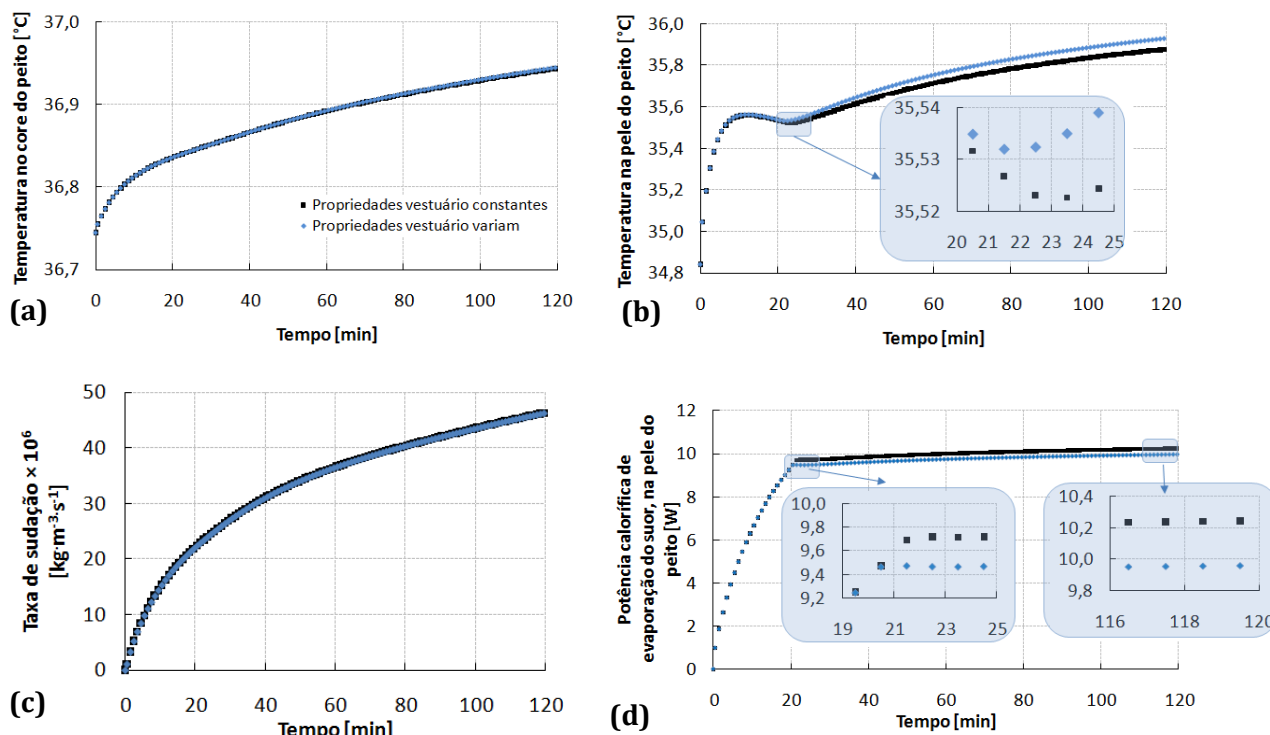
<b>Tempo de exposição</b>	<b>[min]</b>	120
<b>Temperatura ambiente</b>	<b>[°C]</b>	40
<b>Humidade relativa</b>	<b>[%]</b>	50
<b>Velocidade do ar</b>	<b>[m·s<sup>-1</sup>]</b>	0,5
<b>Coeficiente de transferência de calor total (todas as zonas, exceto peito)</b>	<b>[W·m<sup>-2</sup>·K<sup>-1</sup>]</b>	5,6
<b>Coeficiente de transferência de massa total (todas as zonas, exceto peito)</b>	<b>[m·s<sup>-1</sup>]</b>	0,07
<b>Coeficiente total de transferência de calor (peito)</b>	<b>[W·m<sup>-2</sup>·K<sup>-1</sup>]</b>	Calculado no modelo TCMT
<b>Coeficiente total de transferência de massa (peito)</b>	<b>[m·s<sup>-1</sup>]</b>	Calculado no modelo TCMT
<b>Resistência térmica do vestuário (todas as zonas, exceto peito)</b>	<b>[m<sup>2</sup>·K·W<sup>-1</sup>]</b>	0,09
<b>Resistência evaporativa do vestuário (todas as zonas, exceto peito)</b>	<b>[m<sup>2</sup>·Pa·W<sup>-1</sup>]</b>	24,1
<b>Resistência térmica do vestuário (peito)</b>	<b>[m<sup>2</sup>·K·W<sup>-1</sup>]</b>	Calculado no modelo TCMT
<b>Resistência evaporativa do vestuário (peito)</b>	<b>[m<sup>2</sup>·Pa·W<sup>-1</sup>]</b>	Calculado no modelo TCMT
<b>Taxa metabólica</b>	<b>[W·m<sup>-2</sup>]</b>	58,2
<b>Temperatura na pele</b>	<b>[°C]</b>	Calculado no modelo TR
<b>Taxa de sudção (ou concentração de saturação da água)</b>	<b>[kg·m<sup>-3</sup>·s<sup>-1</sup>]</b>	Calculado no modelo TR

**Tabela 7.14 - Propriedades da peça de vestuário multicamada definida no modelo TCMT; camada A – em contacto com a pele, camada B – exposta às condições ambiente**

Camada	Parâmetro	Unidade	Valor	Fonte
A (lã)	Condutividade fibra	W.K <sup>-1</sup> .m <sup>-1</sup>	0,20	Ref. [27]
	Calor específico fibra	J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup>	1360	Ref. [27]
	Massa volúmica fibra	kg.m <sup>-3</sup>	1300	Ref. [27]
	<i>Regain<sub>f</sub></i>	-	0,3	Arbitrado
	Fator de sorção	s <sup>-1</sup>	$7,81 \times 10^{-5}$	Ajustado
	Diâmetro fibra	m	$24 \times 10^{-6}$	Estimado
	Espessura camada	m	$2,5 \times 10^{-3}$	Estimado
	Fração de fibra	-	0,069	Experimental
	Tortuosidade	-	1,18	Experimental
B (algodão)	Condutividade fibra	W.K <sup>-1</sup> .m <sup>-1</sup>	0,16	Ref. [27]
	Calor específico fibra	J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup>	1210	Ref. [27]
	Massa volúmica fibra	kg.m <sup>-3</sup>	1550	Ref. [27]
	<i>Regain<sub>f</sub></i>	-	0,07	Ref. [27]
	Fator de sorção	s <sup>-1</sup>	$3,13 \times 10^{-4}$	Ajustado
	Diâmetro fibra	m	$24 \times 10^{-6}$	Estimado
	Espessura camada	m	$2,5 \times 10^{-3}$	Estimado
	Fração de fibra	-	0,215	Experimental
	Tortuosidade	-	2,46	Experimental

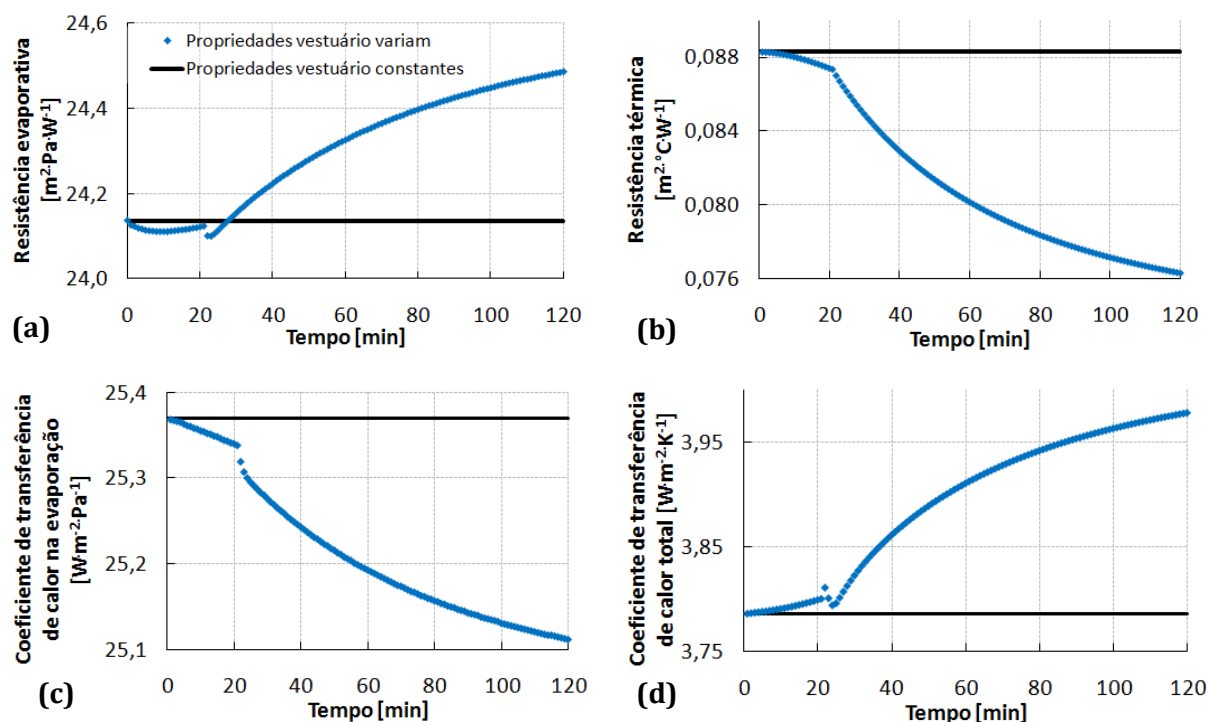
Ao expor o indivíduo a um ambiente quente, a temperatura do corpo aumenta (Figura 7.17a) levando o organismo a desencadear mecanismos de termorregulação como a sudção (Figura 7.17b). Na Figura 7.17 apresentam-se as previsões, na região do peito, da temperatura na pele, taxa de sudção e potência calorífica de evaporação do suor, quando se consideram as propriedades do vestuário constantes ou variáveis, em função do estado térmico do corpo.

À medida que a temperatura no *core* do peito aumenta (Figura 7.17a), vai aumentando a temperatura na pele e a taxa de sudção (Figura 7.17b e c, respetivamente), verificando-se que, no minuto 12,5 atinge-se um máximo local de temperatura de 35,6 °C (Figura 7.17b). A partir desse momento e até ao minuto 20, a temperatura diminui devido à remoção de calor (Figura 7.17d) associada à evaporação do suor produzido pelo corpo (Figura 7.17c).



**Figura 7.17 - Resposta do peito de um indivíduo vestido e exposto a um ambiente quente (40°C) durante 120 minutos; a) temperatura no *core*, b) temperatura na pele, c) taxa de sudção e d) potência calorífica de evaporação do suor; efeito da integração dos modelos TR e TCMT na região do peito; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.13**

Após esta diminuição da temperatura observa-se uma alteração no comportamento da temperatura na pele entre os 20 e os 22 minutos (Figura 7.17b), passando esta a aumentar ao longo do tempo. Durante os primeiros 20 – 22 minutos todo o suor excretado pelo organismo é evaporado na pele (equação 7.11; Figura 7.17d) e transferido através do vestuário. No entanto, com o contínuo aumento da taxa de sudção (Figura 7.17c), atinge-se uma situação em que o microclima na pele fica saturado em vapor de água, formando-se um filme de água líquida. A partir desse momento, apenas uma parte do suor evapora e difunde através do vestuário. Neste caso, o calor removido por evaporação passa a ser função das propriedades do vestuário (equação 7.13), nomeadamente das suas resistências evaporativa e térmica, as quais evoluem ao longo do tempo a uma taxa reduzida (Figura 7.18a e b, respetivamente). O facto do calor removido por evaporação passar a ser praticamente constante (Figura 7.17d) e deixar de acompanhar o crescimento da taxa de sudção (Figura 7.17c) resulta no aumento da temperatura da pele (Figura 7.17b).



**Figura 7.18 – Propriedades do vestuário e coeficientes de transferência determinados no modelo TCMT; a) resistência evaporativa, b) resistência térmica, c) coeficiente de transferência de calor na evaporação e d) coeficiente de transferência de calor total; integração dos modelos TR e TCMT na região do peito; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.13**

O aumento de água retida no têxtil (Figura 7.19b) conduz à diminuição da resistência térmica do material (Figura 7.18b), que por sua vez resulta num aumento do coeficiente de transferência de calor total (Figura 7.18d). Seria de esperar que, com o aumento da água retida no vestuário (Figura 7.19b), a resistência evaporativa aumentasse, porém, nos minutos iniciais verifica-se o oposto (Figura 7.18a). Durante os primeiros 10 minutos, além de aumentar o teor de água no têxtil (Figura 7.19b), aumenta também a temperatura do vestuário (Figura 7.19c), o que leva ao consequente aumento do coeficiente de difusão de vapor de água no ar (Figura 7.19d). A partir do décimo minuto, o efeito do aumento do teor de água no têxtil torna-se dominante (Figura 7.19b), levando ao aumento da resistência evaporativa do material (Figura 7.18a).

Durante os primeiros 10 minutos (Figura 7.18a), apesar da resistência evaporativa do vestuário diminuir ligeiramente, o coeficiente de transferência de calor na evaporação também diminui (Figura 7.18c), devido ao aumento da temperatura no vestuário (função da resistência evaporativa total [equação 7.43], a qual varia com a temperatura global do vestuário [equação 7.44]; Figura 7.19c).

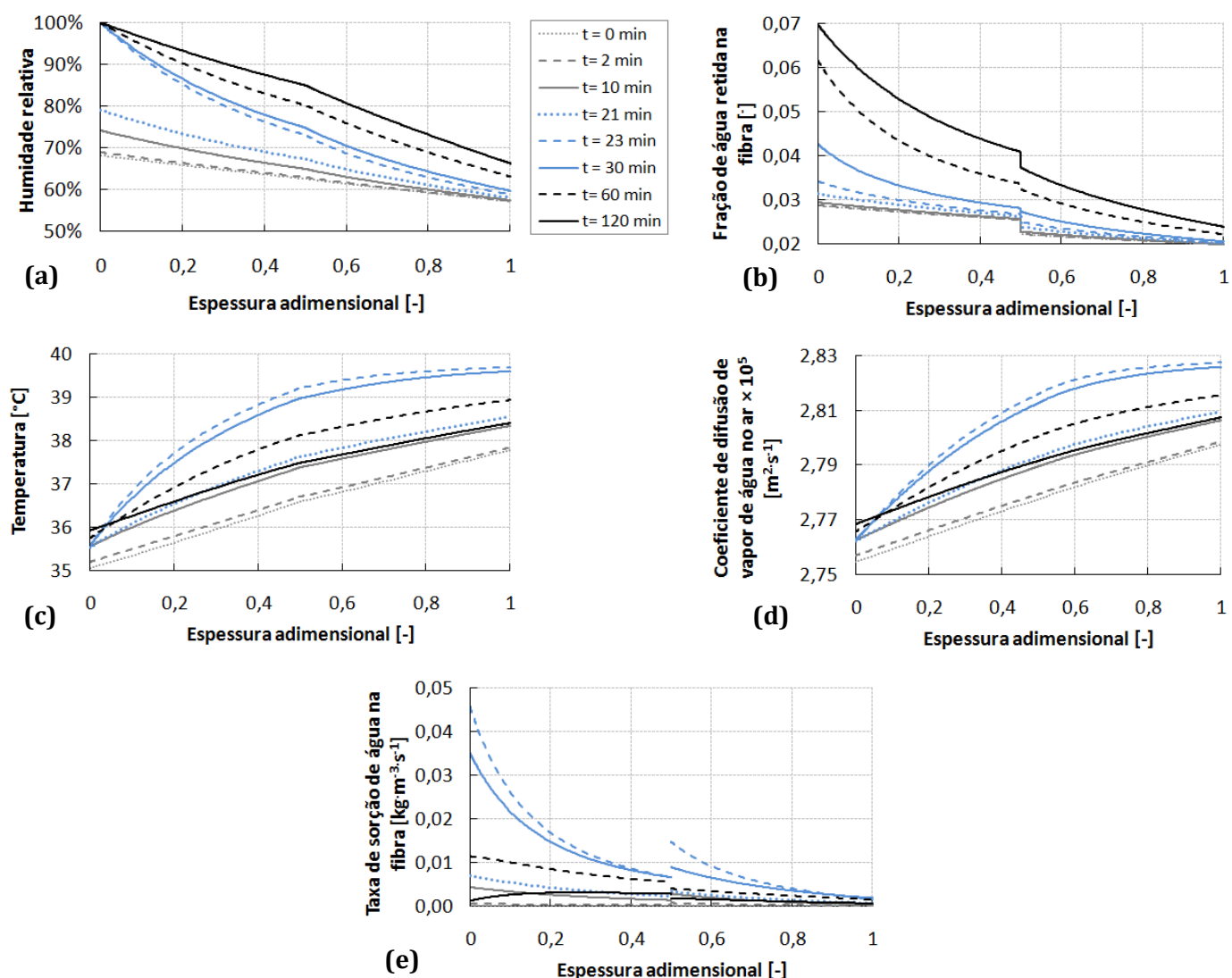


Figura 7.19 – Resultados obtidos ao longo da espessura adimensional do vestuário na zona do peito, para diferentes tempos de exposição; a) humidade relativa, b) fração de água retida na fibra, c) temperatura, d) difusividade do vapor de água no ar e e) taxa de sorção de água na fibra; condições fronteira de acordo com a Tabela 7.13 e propriedades do vestuário da Tabela 7.14

A diminuição do coeficiente de transferência de calor na evaporação (Figura 7.18c), faz diminuir a taxa máxima de vapor de água que pode ser transferido através da peça, pelo que, a saturação da pele ocorre mais cedo para o caso em que o coeficiente de evaporação é menor (i. e. quando as propriedades do vestuário são determinadas pelo modelo TCMT, Figura 7.17c). Por exemplo, na Figura 7.17d observa-se que, ao determinar as propriedades do vestuário pelo modelo TCMT (série a azul) a saturação da pele ocorre aos 21,5 minutos enquanto que, ao considerar propriedades constantes (coeficiente de transferência de calor total subestimado e coeficiente de transferência de calor na evaporação sobrestimado) a saturação ocorre aos 22,5 minutos. Nesse instante, a



humidade relativa é 100 % na pele (Figura 7.19a), fazendo com que a taxa de sorção de água na fibra aumente (Figura 7.19e), o que implica o aumento da temperatura ao longo da espessura do vestuário (Figura 7.19c). Este aumento de temperatura, implica um aumento no coeficiente de difusão do vapor de água no ar (Figura 7.19d) e, por consequência, a diminuição da resistência evaporativa do vestuário (do minuto 21 para o 23, Figura 7.18a). A partir dos 23 minutos, a taxa de sorção diminuiu (Figura 7.19e), levando à diminuição da temperatura obtida ao longo da espessura do vestuário (Figura 7.19c), pelo que, o coeficiente de difusão de vapor de água no ar diminuiu (Figura 7.19d). Como a fração de água retida continua a aumentar (Figura 7.19b), a fração de gás torna-se cada vez mais reduzida, aumentando a resistência evaporativa e diminuindo a resistência térmica (Figura 7.18a e b, respetivamente). A diminuição da resistência térmica da peça à medida que aumenta o seu teor de água é particularmente evidente, atingindo-se uma variação de 14 %, ao fim de 120 minutos (Figura 7.18b). Refira-se que, nos últimos 100 minutos de exposição, a fração de água retida junto à pele mais do que duplica (passando de 0,03 para 0,07; Figura 7.19b). A fração de água retida nas fibras ao longo da espessura do têxtil, apresenta uma descontinuidade no centro (0,5, Figura 7.19b), uma vez que esta zona corresponde à interface entre duas camadas de têxtil com diferentes frações de fibra e capacidade higroscópica (Tabela 7.14).

Ao longo deste subcapítulo verificou-se que, por um lado, a integração entre o modelo de termorregulação e de transferência de calor e massa no vestuário, torna desnecessário arbitrar condições fronteira na pele. Por outro lado, esta integração permite incluir durante os cálculos do modelo de termorregulação, a variação das propriedades da peça de vestuário em função do estado do organismo e do ambiente a que é exposto. Esta estratégia permite aproximar as abordagens numéricas para previsão do desempenho de produtos a utilizações reais, o que contribui para aumentar a representatividade dos resultados.

## 7.7 PRINCIPAIS CONCLUSÕES

Neste capítulo implementou-se o modelo de termorregulação com 65 nós desenvolvido por Tanabe *et al.* [20] e desenvolveu-se uma estratégia para o articular com modelos de transporte de calor e massa descritos nos capítulos anteriores.

O modelo TR foi utilizado para estudar a influência das propriedades do vestuário, nomeadamente a resistência térmica e o índice de permeabilidade ao vapor de água, sobre a resposta do organismo. Nos resultados obtidos verificou-se que as propriedades das peças que cobrem a cabeça e o peito influenciam substancialmente a resposta das restantes zonas do corpo. Por essa razão, analisou-se numa zona em particular (peito), a integração do modelo TR com o modelo de transferência de calor e massa em têxteis (TCMT), considerando que, nas restantes zonas do corpo, as propriedades da peça de vestuário se mantêm constantes.

A estratégia apresentada tornou desnecessário arbitrar condições fronteira junto à pele e permitiu estudar o efeito da variação das propriedades da peça de vestuário (por exemplo resistências térmica e evaporativa) no evoluir do estado térmico do corpo de um indivíduo, durante a exposição a um dado ambiente (neste caso quente). A ferramenta desenvolvida permite simular situações de utilização mais próximas da realidade, o que, por consequência, aumenta a representatividade das previsões do desempenho térmico obtido para as peças de vestuário.

A abordagem apresentada neste capítulo permite estudar o efeito de diversos parâmetros e características das peças de vestuário tendo em consideração a resposta do corpo. Tal permite identificar as propriedades e características do vestuário que devem ser ajustadas para melhorar o desempenho da peça final, reduzindo o número de protótipos e testes experimentais necessários.

## 7.8 REFERÊNCIAS

- [1] D. W. Hensley, A. E. Mark, J. R. Abella, G. M. Netscher, E. H. Wissler, K. R. Diller, "50 Years of Computer Simulation of the Human Thermoregulatory System.," *Journal of biomechanical engineering*, vol. 135, no. 2, 2013, pp. 021005–7.
- [2] A. P. Gagge, A. A. J. Stolwijk, Y. Nishi, "An effective temperature scale based on a simple model of human physiological regulatory response," *ASHRAE TRANSACTIONS*, vol. 77, 1971, pp. 247–262.
- [3] W. Karaki, N. Ghaddar, K. Ghali, K. Kuklane, I. Holmér, L. Vanggaard, "Human thermal response with improved AVA modeling of the digits," *International Journal of Thermal Sciences*, vol. 67, 2013, pp. 41–52.
- [4] S. Tanabe, J. Nakano, K. Kobayashi, "Development of 65-node thermoregulation-model for evaluation of thermal environment (em japonês)," *Journal of Architectural Planning and Environmental Engineering (AIJ)*, vol. 541, 2001.
- [5] D. Fiala, K. J. Lomas, M. Stohrer, "A computer model of human thermoregulation for a wide range of environmental conditions: the passive system," *Journal of Applied Physiology*, vol. 87, 2012, pp. 1957–1972.
- [6] A. Munir, S. Takada, T. Matsushita, "Re-evaluation of Stolwijk's 25-node human thermal model under thermal-transient conditions: Prediction of skin temperature in low-activity conditions," *Building and Environment*, vol. 44, no. 9, 2009, pp. 1777–1787.
- [7] R. Streblow, "Thermal sensation and comfort model for inhomogeneous indoor environments," 2010, pp. 52–63.
- [8] D. Z. Pavlinic, E. H. Wissler, I. B. Mekjavic, "Using a mathematical model of human temperature regulation to evaluate the impact of protective clothing on wearer thermal balance," *Textile Research Journal*, vol. 81, no. 20, 2011, pp. 2149–2159.
- [9] Y. Kobayashi, S. Tanabe, "Development of JOS-2 human thermoregulation model with detailed vascular system," *Building and Environment*, vol. 66, 2013, pp. 1–10.
- [10] E. Foda, I. Almesri, H. B. Awbi, K. Sirén, "Models of human thermoregulation and the prediction of local and overall thermal sensations," *Building and Environment*, vol. 46, 2011, pp. 2023–2032.
- [11] A. Psikuta, D. Fiala, G. Laschewski, G. Jendritzky, M. Richards, K. Błażejczyk, I. Mekjavič, H. Rintamäki, R. de Dear, G. Havenith, "Validation of the Fiala multi-node thermophysiological model for UTCI application," *International journal of biometeorology*, vol. 56, no. 3, 2012, pp. 443–60.
- [12] T. Yang, P. C. Cropper, M. J. Cook, R. Yousaf, D. Fiala, "A new simulation system to predict human-environment thermal interactions in naturally ventilated buildings," em *Building Simulation*, 2007, pp. 751–756.

- [13] M. Kilic, G. Sevilgen, "Modelling airflow, heat transfer and moisture transport around a standing human body by computational fluid dynamics," *International Communications in Heat and Mass Transfer*, vol. 35, no. 9, 2008, pp. 1159–1164.
- [14] T. Omori, S. Tanabe, T. Akimoto, "Evaluation of thermal comfort and energy consumption in a room with different heating systems," em *6th International Conference on Indoor Air Quality, Ventilation & Energy Conservation in Buildings (IAQVEC)*, 2007.
- [15] K. N. Chao, J. G. Easley, W. J. Yang, "Heat and water migration through normal skin: Part 1-Steady state," *Medical & Biological Engineering & Computing*, vol. 17, no. 3, 1979, pp. 301–10.
- [16] K. N. Chao, J. G. Easley, W. J. Yang, "Heat and water migration through normal skin: Part 2-Unsteady State," *Medical & Biological Engineering & Computing*, vol. 17, 1979, pp. 311–15.
- [17] H. Tokura, M. Shimomoto, T. Tsurutani, T. Ohta, "Circadian variation of insensible perspiration in man," *International Journal of Biometeorology*, vol. 22, no. 4, 1978, pp. 271–8.
- [18] F. G. Benedict, C. G. Benedict, "The nature of the insensible perspiration," em *Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America*, 1927, vol. 1897, no. xxvi, pp. 364–369.
- [19] N. Pan, P. Gibson, *Thermal and moisture transport in fibrous materials*, First ed. Wookhead Publishing Limited, 2006, pp. 427, 442, 573.
- [20] S. Tanabe, K. Kobayashi, J. Nakano, Y. Ozeki, M. Konishi, "Evaluation of thermal comfort using combined multi-node thermoregulation(65MN) and radiation models and computational fluid dynamics (CFD)," *Energy and Buildings*, no. 34, 2002, pp. 637–646.
- [21] P. Gibson, *Multiphase Heat and Mass Transfer through hygroscopic porous media with applications to clothing materials*. Massachusetts , 1996, pp. 36, 106,141.
- [22] K. Parsons, *Human thermal environments*, Second edi. Taylor & Francis, 2003, pp. 39, 42, 141, 159, 355.
- [23] "ISO 11092:1993(E) - Textiles - Physiological effects - Measurement of thermal and water-vapour resistance under steady-state conditions (sweating guarded-hotplate test)," 1993.
- [24] "Ergonomics of the thermal environment - Estimation of thermal insulation and water vapour resistance of a clothing ensemble -ISO 9920," p. 78, 2008.
- [25] W. B. J. Zimmerman, *Process Modelling and Simulation with Finite Element Methods*. 2004, p. 33.
- [26] "ISO 11079:2007(E) -Ergonomics of the thermal environment - Determination and interpretation of cold stress when using required clothing insulation (IREQ) and local cooling effects," vol. 2007, p. 20, 2007.

- [27] P. Gibson, M. Charmchi, "The Use of Volume-Averaging Techniques to Predict Temperature Transients Due to Water Vapor Sorption in Hygroscopic Porous Polymer Materials," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 64, no. 3, 1997, pp. 493–505.



## **8. APLICAÇÃO PRÁTICA – ESTUDO E OTIMIZAÇÃO DO DESEMPENHO TÉRMICO DE PRODUTOS COM SISTEMAS DE AQUECIMENTO/ARREFECIMENTO INTEGRADOS**

Ao longo desta tese, surgiram dois produtos que a empresa Nanolayer Coating Technologies, Lda, tinha interesse em estudar e melhorar o seu desempenho térmico, nomeadamente uma manta com elementos de aquecimento e um casaco com um sistema de arrefecimento por ventoinhas. No primeiro produto, parâmetros como a potência de funcionamento dos elementos de aquecimento e as características do têxtil que constituem a manta (condutividade térmica das fibras e espessura da manta) determinam o desempenho térmico do produto. Por essa razão, foi realizada uma análise numérica a várias propriedades do material da manta e foram avaliadas diferentes condições de operação para os elementos de aquecimento (potências de funcionamento e temperatura de operação). A informação resultante dos estudos numéricos serviu para construir um protótipo cujo desempenho térmico foi testado com recurso a um manequim térmico. No segundo produto, estudou-se o efeito das características e propriedades do material do casaco sobre as trocas de calor e massa (suor) na pele do utilizador. Como o produto inclui um sistema de arrefecimento por ventoinhas, analisou-se o efeito de diferentes valores de caudal de ar sobre a remoção do suor da pele. O trabalho descrito neste capítulo deu origem a três apresentações científicas intituladas “*A numerical simulation study on the thermal performance of ventilated clothes*”, “*Numerical analysis on the thermal performance of an electrically heated bedding product*” e “*Numerical simulation study on the heat and mass transfer through multi-layer textile assemblies*” (referências completas na secção publicações).

## 8.1 DESENVOLVIMENTO DE PEÇAS DE VESTUÁRIO COM SISTEMAS DE AQUECIMENTO/ARREFECIMENTO INTEGRADOS

Uma das funções principais do vestuário é manter o corpo humano em equilíbrio térmico com as condições ambiente e simultaneamente proporcionar uma sensação de bem-estar. No entanto, as características do vestuário, como por exemplo a resistência térmica, delimitam a adequabilidade da peça a um reduzido intervalo de temperatura que proporciona conforto ao seu utilizador. Tal estimula a procura de soluções para regular as trocas de energia entre o corpo e o ambiente. Por essa razão, existem vários tipos de produtos que controlam a temperatura do microclima entre a pele e o vestuário, seja através da introdução no vestuário de tubos, de reduzido diâmetro, por onde escoo um fluido [1], ou pela integração de materiais que acumulam/libertam energia (i. e. PCMs - *Phase Change Materials*; [2–5]), ou ainda pela utilização de fios de aquecimento [6, 7].

No desenvolvimento de vestuário com sistemas de arrefecimento/ aquecimento integrados, existem várias restrições inerentes ao tipo de solução adotada que dificultam o seu dimensionamento. Por exemplo, no caso de sistemas que necessitem de baterias, o seu peso, volume e capacidade têm um grande impacto sobre o desempenho da solução final. Por essa razão, há um esforço crescente em estudar e avaliar vários parâmetros que permitam otimizar o desempenho térmico dos produtos, de modo a minimizar os consumos energéticos e assim reduzir o tamanho e aumentar o tempo de funcionamento das baterias. Por exemplo, no desenvolvimento de sistemas de arrefecimento por ventoinhas [8], o desempenho do sistema pode ser maximizado pelo aumento do caudal debitado pelas ventoinhas [9], porém tal poderá implicar um maior número de ventoinhas e, por consequência, um aumento no consumo de energia. No caso de sistemas de aquecimento baseados em fios de aquecimento [6, 7], o seu desempenho térmico pode ser melhorado através do aumento da potência de funcionamento [7, 10]. No entanto, tal poderá implicar alterações significativas no tamanho e tempo de duração das baterias. Como alternativa, pode-se aumentar a resistência térmica dos materiais minimizando assim as perdas de calor do corpo para o ambiente. Porém, esta opção também pode apresentar limitações uma vez que, se se aumentar a resistência térmica do material via aumento da sua espessura, pode-se aumentar o peso do produto para além do desejado. Outra solução poderá passar por minimizar a área onde os elementos de aquecimento são integrados, localizando-os em regiões específicas do corpo. Hickey *et al.* [6] reportam que botas e luvas militares com sistemas de aquecimento melhoram consideravelmente a proteção térmica dos indivíduos, quando expostos a temperaturas de -40 °C. Na literatura,

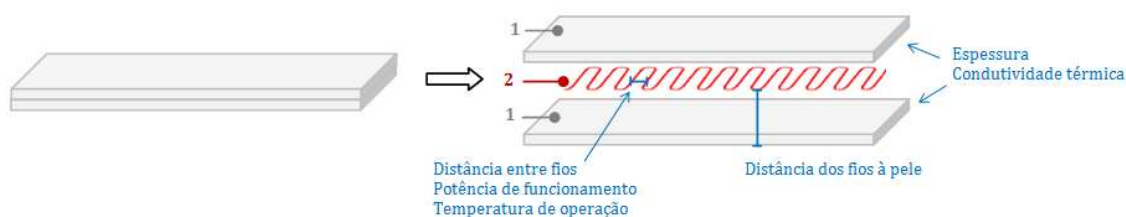


este tipo de sistemas de aquecimento impõe um fluxo de calor constante [6, 7, 10], o que restringe a gama de condições ambiente em que o utilizador se sente confortável [7], nomeadamente se as condições ambiente forem diferentes das consideradas aquando da especificação das potências de funcionamento do sistema de aquecimento. Um modo de ultrapassar esta situação, passa por integrar um sistema de controlo de aquecimento em função da temperatura ambiente ou da temperatura do fio de aquecimento, tal como é reportado por Couto *et al.* [11].

Neste capítulo analisaram-se dois tipos de sistemas: um com elementos de aquecimento (manta) e outro com ventoinhas para arrefecimento (casaco). Na primeira parte deste capítulo, com o objetivo de assegurar o conforto térmico do utilizador *in situ*, dimensionou-se o sistema de aquecimento de uma manta e estudou-se o efeito de diferentes propriedades dos materiais têxteis. As características/propriedades da manta e as condições de operação obtidas nos estudos numéricos serviram de guia para a construção de um protótipo, que foi posteriormente testado com recurso a um manequim térmico. Na segunda parte deste capítulo, estudou-se o desempenho térmico de um casaco com um sistema de ventilação integrado, avaliando as propriedades do material têxtil que o constitui e o efeito da convecção forçada promovida pelo sistema de ventilação, sobre a remoção de suor na pele do utilizador.

## **8.2 OTIMIZAÇÃO DE UMA MANTA COM SISTEMA DE AQUECIMENTO**

A qualidade do período de sono é fundamental para o bom desempenho físico e intelectual do ser humano. Porém, durante o sono, a perceção de conforto do indivíduo pode ser influenciada por alterações das condições ambiente a que este se encontra exposto (p. ex. variação da temperatura, humidade relativa e velocidade de circulação do ar dentro do quarto). Uma forma de mitigar o impacto destas alterações passa pela utilização de uma manta com um sistema de aquecimento integrado, que ajuste automaticamente a potência de funcionamento em função da temperatura junto do corpo. Para construir um produto desta tipologia é necessário definir o tipo de material que o constitui (p. ex. lã ou algodão), definir as condições de operação do sistema de aquecimento e a distribuição espacial dos fios de aquecimento (Figura 8.1).

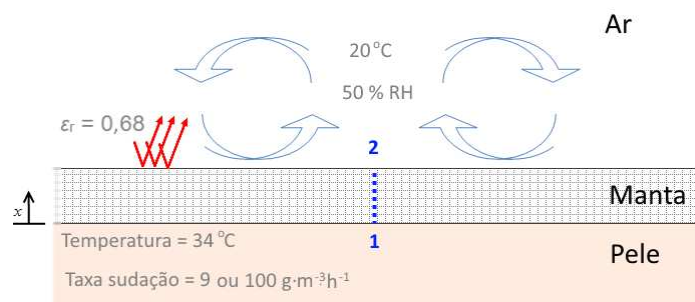


**Figura 8.1 - Esquema de uma manta de aquecimento com identificação de alguns dos parâmetros que devem ser definidos aquando a construção da mesma [legenda: 1 - camada de têxtil e 2 - fios de aquecimento]**

Neste estudo, realizou-se um estudo numérico para avaliar diferentes propriedades da manta e condições de operação (subcapítulo 8.2.2), tendo posteriormente utilizado a informação gerada para construir um protótipo (subcapítulo 8.2.3). Como ponto de partida, avaliou-se o desempenho de uma manta sem aquecimento quando em contacto com a pele do utilizador (subcapítulo 8.2.1).

### **8.2.1 TRANSFERÊNCIA DE CALOR E MASSA ATRAVÉS DE UM TÊXTEL UTILIZADO DURANTE O PERÍODO DE SONO**

A manta, quando em contacto com a pele, permite que parte do vapor libertado pelo organismo difunda através da sua estrutura, enquanto a outra parte é retida nas fibras, dando origem a um aumento de temperatura momentâneo, resultado da libertação do calor de condensação e de sorção da água na fibra [12]. Para avaliar a interdependência entre o transporte de calor e massa na avaliação do desempenho térmico da manta, estudaram-se dois cenários com diferentes taxas de sudção (Figura 8.2). A taxa mais baixa corresponde à água perdida pelo organismo em forma de vapor, denominada de perspiração insensível ( $9 \text{ g}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{h}^{-1}$  [13, 14]; Tabela 8.1), enquanto a taxa mais elevada corresponde a uma situação em que o corpo excreta suor, posteriormente evaporado na pele ( $100 \text{ g}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{h}^{-1}$  [15]; Tabela 8.1).



**Figura 8.2 – Manta sobre a pele com identificação do domínio de simulação (a azul) e condições fronteira (número 1 e 2)**

Para garantir que o indivíduo se sente confortável, definiu-se a temperatura média na pele igual a 34 °C (em linha com a gama de temperaturas de conforto reportadas na literatura: 31 e 37 °C [12, 16, 17]; Tabela 8.1).

**Tabela 8.1 – Condições-fronteira da Figura 8.2**

Parâmetro	Fronteira	Unidades	Valor	Observação	Fonte
Temperatura	1	°C	34	Temperatura média pele	[12, 16, 17]
Taxa de sudorese	1	g·m <sup>-3</sup> ·h <sup>-1</sup>	9	Pessoa em repouso	[13, 14]
			100	Pessoa com nível de atividade elevado	[15]
Temperatura	2	°C	20	Temperatura de um quarto com elevada resistência térmica	[18]
Humidade relativa	2	-	0,50	Humidade de um quarto com elevada resistência térmica	[18]

Nos cenários em estudo utilizou-se uma manta constituída por fibras bastante higroscópicas (lã), de forma a avaliar a relevância da ponte entre os fenómenos de transferência de massa e calor. As principais características da manta são apresentadas na Tabela 8.2.

**Tabela 8.2 - Parâmetros do material têxtil utilizado na manta (lã; capítulo 4)**

Parâmetro	Unidades	Valor	Fonte
Espessura	mm	5,64	Experimental
Condutividade térmica da manta	$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	$3,94 \times 10^{-2}$	Experimental
Resistência térmica da manta	$\text{m}^2\cdot\text{K}\cdot\text{W}^{-1}$	0,143	Experimental
Massa volúmica da manta	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	103,6	Experimental
Calor específico a pressão constante da manta	$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	622,0	Experimental
Fração de sólido	-	0,0685	Experimental
Tortuosidade	-	4,612	Experimental
Emissividade	-	0,68	Estimada [19–21]
Condutividade térmica da lã	$\text{W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$	0,2	Ref. [22]
Calor específico a pressão constante da lã	$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	1360	Ref. [22]
Massa volúmica da lã	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	1300	Ref. [22]
<i>Regain</i> da lã ( $\varphi=65\%$ )	-	0,15	Ref. [22]
Fator de sorção	$\text{s}^{-1}$	$7,812 \times 10^{-3}$	Ajustado

### 8.2.1.1 ABORDAGEM NUMÉRICA, SUPOSIÇÕES E CONDIÇÕES FRONTEIRA

Neste estudo, considerou-se que o material têxtil pode ser visto como um meio homogêneo com uma fase gasosa (ar e vapor de água) e uma fase sólida (fibras e água retida nas fibras). A formulação do modelo matemático baseou-se no trabalho de Gibson e Charmchi [22], apresentado no capítulo 3, e os fenómenos de transporte foram considerados ao longo da espessura da manta (abordagem unidimensional), considerando-se as outras fronteiras isoladas (Figura 8.2). O modelo implementado contempla a transferência de calor por condução, transferência de massa por difusão, mudança de fase da água e sorção/desorção da água na fibra [22]. A água retida nas fibras é assumida como imóvel e em equilíbrio com o vapor de água dos poros, enquanto o gás apresenta um comportamento ideal. Mais detalhes sobre o modelo são apresentados no capítulo 3.

Na pele (fronteira 1, Figura 8.2) considerou-se que o organismo mantém a temperatura da pele (*Dirichelet condition*) e liberta água a uma taxa fixa (*Neuwmann condition*), enquanto na fronteira exposta ao ambiente (fronteira 2, Figura 8.2) há remoção de calor por convecção e radiação (equação 8.1) e remoção de massa por convecção (equação 8.2).

$$h_c \cdot (T_{\text{amb}} - T)_{x=L} + \varepsilon_r \cdot \sigma \cdot (T_{\text{amb}}^4 - T^4)_{x=L} = -k_{\text{ef}} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=L} \quad (8.1)$$

$$k_c \cdot (\rho_{\text{amb}} - \rho_v)_{x=L} = -D_{\text{ef}} \frac{\partial \rho_v}{\partial x} \Big|_{x=L} \quad (8.2)$$

Nas equações anteriores,  $h_c$  é o coeficiente convectivo de transferência de calor,  $k_c$  o coeficiente de transferência de massa,  $T_{\text{amb}}$  a temperatura do meio ambiente e  $\rho_{\text{amb}}$  a concentração de vapor de água no meio ambiente. As equações 8.1 e 8.2, foram impostas nas PDE referentes aos balanços energético e mássico, respetivamente, através de condições do tipo *Flux/Source*. Este tipo de condição impõe um fluxo na fronteira do domínio (equação 8.3), sendo apenas necessário definir os seus coeficientes  $g$  e  $q$  (Tabela 8.3).

$$-\vec{n} \cdot (-c \cdot \nabla T - \alpha \cdot T + \gamma) = g - q \cdot T \quad (8.3)$$

$$\nabla = \left[ \frac{\partial}{\partial x} \right]$$

**Tabela 8.3 - Condições fronteira definidas para as PDE relativas ao transporte de calor (equação 8.1) e de massa (equação 8.2)**

Equação	$g$	$q$
(8.1)	$h_c \cdot T_{\text{amb}} + \varepsilon_r \cdot \sigma \cdot T_{\text{amb}}^4$	$h_c + \varepsilon_r \cdot \sigma \cdot T^3$
(8.2)	$k_c \cdot \rho_{\text{amb}}$	$\begin{bmatrix} k_c & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$

Para determinar o coeficiente de transferência de calor ( $h_c$ ), assumiu-se que a manta é plana, está na horizontal e as trocas de calor da superfície da manta para o ambiente ocorrem por convecção natural (fronteira 2, Figura 8.2). Nesse sentido, o cálculo do coeficiente de transferência  $h_c$ , tem como base o número de *Nusselt* (Nu), obtido para convecção natural em placas horizontais [23], segundo a expressão,

$$Nu = \frac{h_c \cdot L_c}{k_{ar}} = 0,54 \cdot Ra_L^{1/4} \quad (8.4)$$

em que  $L_c$  é o comprimento característico da superfície (75 mm; [23]),  $k_a$  a condutividade do ar e  $Ra_L$  o número de *Rayleigh* (equação 8.5).

$$Ra_L = \frac{g \cdot \beta \cdot (T_{superfície} - T_{amb}) \cdot L_c^3}{\nu^2} \cdot Pr \quad (8.5)$$

O número de *Rayleigh* (equação 8.5) é função da temperatura da superfície externa da manta ( $T_{superfície}$ ), das propriedades do ar para a temperatura média do fluido ( $T_f$ ;  $g=9.81 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ ;  $\beta=1/T_f$ ), viscosidade cinemática do ar ( $\nu$ ) e o número de Prandtl ( $Pr$ ). Uma vez que a temperatura na superfície da manta pode variar devido à sorção/desorção de água nas fibras, nas simulações definiu-se o número de *Rayleigh* em função da temperatura da superfície exposta ao ambiente.

O coeficiente de transferência de massa ( $k_c$ ) foi determinado através da equação de Lewis (equação 4.23; [23]).

$$k_c = \frac{h_c}{\rho_a \cdot C_{pa} \cdot L_e^{2/3}} \quad (8.6)$$

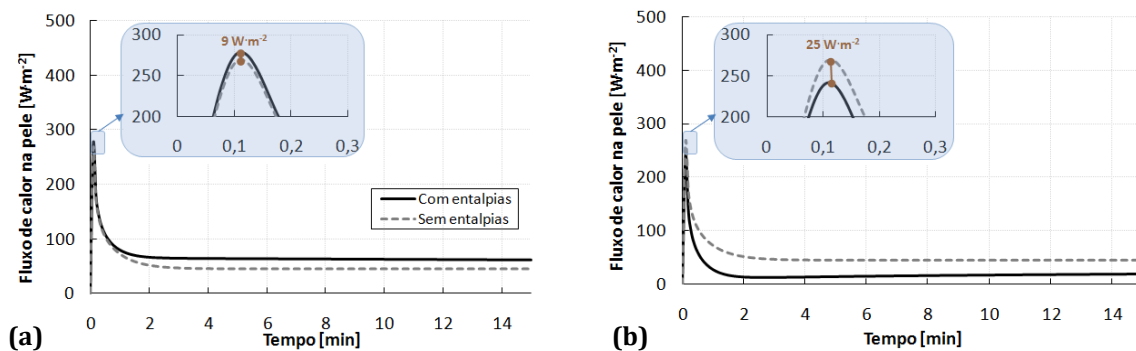
As condições ambiente de temperatura e humidade relativa são apresentadas na Tabela 8.1.

O sistema de equações foi resolvido numa plataforma de FEM, com um esquema de discretização de segunda ordem, um passo de integração de 0,01 s e um número máximo de elementos de 1088.

De seguida, apresentam-se para os dois cenários de teste (i. e. diferentes taxas de sudção) as previsões na pele quando se considera e se negligencia a interdependência entre os fenómenos de transporte de calor e massa.

### 8.2.1.2 RESULTADOS NUMÉRICOS

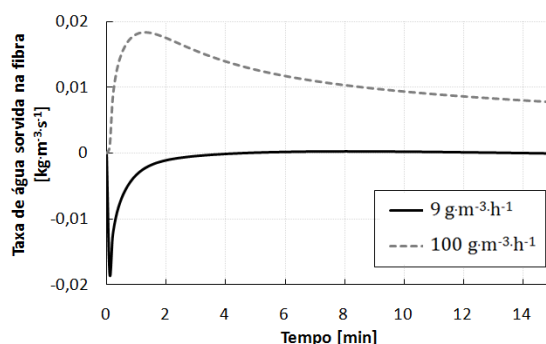
A manta encontrava-se inicialmente em equilíbrio com as condições ambiente do quarto (temperatura 20 °C e humidade relativa 50 %; Tabela 8.1). Ao colocá-la sobre a pele de um indivíduo em repouso, o fluxo de calor removido do corpo aumenta aproximadamente até aos 300 W·m<sup>-2</sup>, quando a taxa de sudção é 9 g·m<sup>-3</sup>·h<sup>-1</sup> (Figura 8.3a) e até 250 W·m<sup>-2</sup>, quando a taxa de sudção é 100 g·m<sup>-3</sup>·h<sup>-1</sup> (Figura 8.3b). As linhas a cheio na Figura 8.3 dizem respeito à situação em que se considera a interligação entre os mecanismos de transporte de calor e massa enquanto as linhas a tracejado dizem respeito à situação em que se negligencia a ponte entre os balanços energético e mássico, considerando que as entalpias de condensação e sorção são nulas (na equação 3.24).



**Figura 8.3 – Efeito da interdependência entre os fenómenos de transporte de calor e massa na manta durante a exposição a diferentes taxas de sudção; a) 9 e b) 100 g·m<sup>-3</sup>·h<sup>-1</sup> [com entalpias – inclui dependência entre fenómenos; sem entalpias – negligencia dependência entre fenómenos]**

Quando se comparam os fluxos de calor obtidos quando se consideram e desprezam as entalpias de sorção/desorção para a taxa de sudção mais baixa (Figura 8.3a), observa-se que mais energia é transferida da pele para a manta quando se considera a dependência entre os dois mecanismos. Tal acontece porque, ao impor uma taxa de sudção de 9 g·m<sup>-3</sup>·h<sup>-1</sup>, as fibras em contacto com a pele desorvem água (valores negativos na Figura 8.4), conduzindo à remoção de mais energia da pele (Figura 8.3a). Esta diferença nas previsões de fluxo de calor é de 9 W·m<sup>-2</sup> durante os primeiros momentos de exposição aumentando para 16 W·m<sup>-2</sup>, ao fim de 15 minutos (Figura 8.3a).

Ao avaliar o caso da taxa de sudação de  $100 \text{ g}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{h}^{-1}$  (Figura 8.3b), observa-se que as perdas de calor na pele aumentam quando não se considera a dependência entre os dois mecanismos. Neste caso, como a taxa de sudação é elevada, ocorre sorção de água na fibra (Figura 8.4) e, como consequência, há libertação de energia devido à condensação do vapor de água e sorção desta água na fibra, o que diminui a energia removida da pele (Figura 8.3b). Neste caso, durante o primeiro minuto, a diferença máxima entre os fluxos de energia é de  $25 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , aumentando para  $26 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  ao final de 15 minutos (Figura 8.3b). Assim, o efeito de não se considerar a dependência entre os dois mecanismos sobre os resultados é mais significativo do que o observado para a taxa de sudação menor. A dependência entre estes fenómenos aumenta substancialmente a dificuldade de resolução das equações, tornando as simulações morosas, principalmente em análises em duas dimensões (subcapítulo 8.2.2). Por essa razão, em estudos numéricos a duas dimensões que considerem uma taxa residual de vapor de água, optou-se por negligenciar a ponte entre os mecanismos de transporte de calor e massa no material têxtil, o que facilita a convergência numérica e, consequentemente, acelera os processos de otimização.

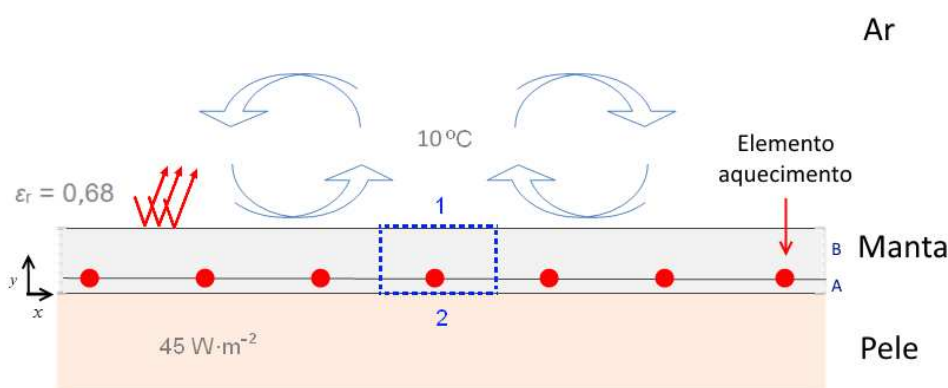


**Figura 8.4 - Taxa de sorção de água na fibra na fronteira junto à pele, quando a taxa de sudação é 9 e  $100 \text{ g}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{h}^{-1}$**



## 8.2.2 OTIMIZAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS DO SISTEMA MANTA-FIOS DE AQUECIMENTO

A manta é constituída por elementos de aquecimento intercalados entre duas camadas de têxteis (Figura 8.5). Durante o sono, a manta deve garantir que a temperatura na pele do utilizador se encontra dentro de uma gama de conforto (31 e 37 °C; [12, 16, 17]), mesmo que as condições ambiente no compartimento se alterem (p. ex. devido à abertura de uma janela). Num cenário em que ocorre uma alteração no ambiente, o sistema de aquecimento deve ajustar a quantidade de energia libertada, de forma que o seu utilizador não sinta essa alteração. Este ajuste/alteração na taxa de produção de energia tem várias implicações quer a nível da construção (p. ex. tamanho de baterias e transformadores depende da energia libertada) quer ao nível de segurança (p. ex. risco de queimadura).



**Figura 8.5 – Manta constituída por duas camadas (A – camada interna e B – camada externa), com elementos de aquecimento intercalados entre ambas**

Para minimizar as perdas de calor para o ambiente, os elementos de aquecimento devem ser colocados próximos da pele (Figura 8.5), no entanto, tal faz aumentar a temperatura local da pele, o que poderá implicar uma temperatura bastante mais baixa em regiões da pele mais afastadas dos elementos de aquecimento. Para mitigar este efeito, o afastamento entre fios deve ser pequeno, porém, tal pode ter implicações ao nível de construção, já que pode afetar a rigidez da estrutura final (o que não é desejável uma vez que se espera que os fios de aquecimento não sejam detectáveis ao toque). Por essa razão, procuraram-se soluções para otimizar o compromisso entre o desempenho térmico do produto e a aplicabilidade da solução encontrada. Nesse sentido, na otimização do

desempenho térmico da manta, avaliou-se o efeito das propriedades de cada camada da manta, como a espessura e condutividade térmica, e estudaram-se vários parâmetros associados ao funcionamento dos fios de aquecimento (p. ex. espaçamento entre fios, potências e gamas de operação), durante um período de utilização.

No subcapítulo 8.2.2.1, descreve-se a abordagem numérica adotada para modelizar o transporte de calor através do produto e nos subcapítulos 8.2.2.2 e 8.2.2.3, apresentam-se as previsões de temperatura na pele, quando se faz variar as propriedades da manta e as condições de operação e disposição do sistema de aquecimento.

### 8.2.2.1 ABORDAGEM NUMÉRICA, SUPOSIÇÕES E CONDIÇÕES FRONTEIRA

Um indivíduo a dormir produz em média  $45 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  (energia basal; [12, 17, 24–26]) de forma a manter a atividade dos órgãos vitais e assegurar uma temperatura média na pele que lhe proporcione bem-estar. Para manter o equilíbrio térmico do organismo, o corpo liberta uma quantidade residual de vapor de água (i. e. taxa de perspiração insensível de  $9 \text{ g}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{h}^{-1}$ ; [13, 14]). Tal como mostrado no subcapítulo 8.2.1.2, esta reduzida taxa afeta ligeiramente o desempenho térmico da manta. No entanto, ao considerar a dependência entre os fenómenos de transferência de calor e massa, aumenta-se substancialmente a complexidade de resolução das equações, tornando-a morosa. Por essa razão, neste estudo, optou-se por negligenciar a ponte entre os mecanismos de transporte de calor e massa no material têxtil, considerando apenas o transporte de energia através da manta.

O modelo matemático considera a transferência de calor por condução desde a pele até ao meio ambiente, através das duas camadas da manta (Figura 8.5), segundo o balanço energético,

$$\rho_{\text{ef}} \cdot C_{p_{\text{ef}}} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla(-k_{\text{ef}} \cdot \nabla T) = 0 \quad (8.7)$$

em que o primeiro e o segundo termo correspondem à acumulação e à condução de energia na manta, respetivamente. Na equação 8.7,  $\rho_{\text{ef}}$ ,  $C_{p_{\text{ef}}}$  e  $k_{\text{ef}}$  são respetivamente a massa volúmica, o calor específico e a condutividade térmica de cada camada da manta. As

propriedades e características de cada camada da manta e dos fios de aquecimento estão compiladas na Tabela 8.4.

**Tabela 8.4 – Propriedades e características das camadas interna e externa da manta e fio de aquecimento**

Parâmetro	Unidades	Camada interna	Camada externa	Fio de aquecimento
Espessura ou raio	mm	0,17	5,64	0,50
Condutividade térmica	$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	$4,25 \times 10^{-2}$	$3,94 \times 10^{-2}$	44,5
Resistência térmica	$\text{m}^2\cdot\text{K}\cdot\text{W}^{-1}$	0,037	0,143	-
Massa volúmica	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	358,2	103,6	7850,0
Calor específico a pressão constante	$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$	370,0	622,0	475,0
Emissividade	-	-	0,68	-

As propriedades das camadas interna e externa da manta (Tabela 8.4) foram determinadas experimentalmente (procedimentos descritos no capítulo 3), tendo sido apenas necessário estimar o calor específico em condições de equilíbrio (temperatura de 20 °C e humidade relativa de 65 %; [27]) e a sua emissividade. Na literatura são reportadas emissividades de têxteis entre os 0,68 e 0,90 [19–21] e por isso considerou-se que a emissividade da superfície externa da manta é 0,68. As propriedades do fio de aquecimento foram facultadas pelo fornecedor.

O domínio de simulação (a tracejado azul na Figura 8.5) consiste numa região da manta em que há um fio de aquecimento, sendo delimitado pela pele que liberta um fluxo de calor constante ( $\dot{q}_{\text{basal}} = 45 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  [12, 17, 24–26]; equação 8.8), pela superfície exterior onde ocorre remoção de calor por convecção e radiação (equação 8.9) e por duas fronteiras de topo onde há continuidade dos mecanismos de transporte (Figura 8.5).

$$-k_{\text{ef}} \cdot \nabla T \Big|_{y=0} = \dot{q}_{\text{basal}} \quad (8.8)$$

$$-k_{\text{ef}} \cdot \nabla T \Big|_{y=L} = h_c \cdot (T - T_{\text{amb}}) + \varepsilon_r \cdot \sigma \cdot (T^4 - T_{\text{amb}}^4) \quad (8.9)$$

Na equação 8.9,  $h_c$  é o coeficiente convectivo de transferência de calor,  $\varepsilon_r$  a emissividade da superfície externa da manta,  $\sigma$  a constante de Stefan-Boltzmann,  $T$  a temperatura na manta e  $T_{\text{amb}}$  a temperatura do meio ambiente. O coeficiente de transferência de calor foi determinado para placas horizontais quando ocorre convecção

natural ([23]; equações 8.4 e 8.5). A temperatura ambiente foi considerada constante ao longo dos estudos (10 °C; Figura 8.5).

O fio foi modelizado como um termo fonte, cuja potência de funcionamento e temperatura de operação são avaliadas nos subcapítulos 8.2.2.2 e 8.2.2.3.

O sistema de equações foi resolvido numa plataforma de FEM, com um esquema de discretização de segunda ordem, um passo de integração de 1 s e um número máximo de elementos de  $36 \times 10^3$ .

De seguida, apresenta-se o efeito do espaçamento entre os elementos de aquecimento e das potências de funcionamento sobre a temperatura na pele, em estado-estacionário.

#### 8.2.2.2 DISTRIBUIÇÃO DOS FIOS DE AQUECIMENTO E POTÊNCIAS ASSOCIADAS

Para cada espaçamento entre fios, ajustou-se o fluxo de calor debitado pelos elementos de aquecimento de modo a assegurar uma temperatura média na pele de 34 °C. Os resultados da simulação estão representados na Figura 8.6. A distância entre os elementos de aquecimento influencia a distribuição de temperatura ao longo da pele, obtendo-se a temperatura mais elevada nas regiões da pele mais próximas dos elementos de aquecimento. No caso de espaçamentos entre fios elevados (p. ex. 5 cm), a temperatura média de conforto (34 °C) é obtida apenas quando se atinge uma temperatura máxima na pele, numa zona próxima da resistência, de 70 °C (5 cm, Figura 8.6).

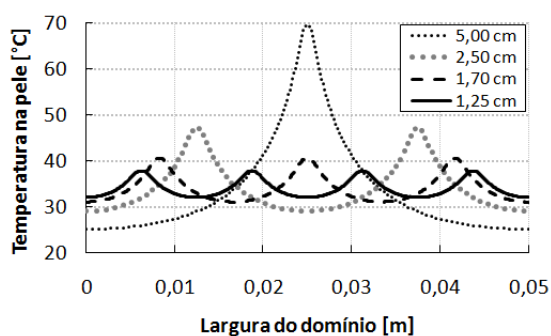
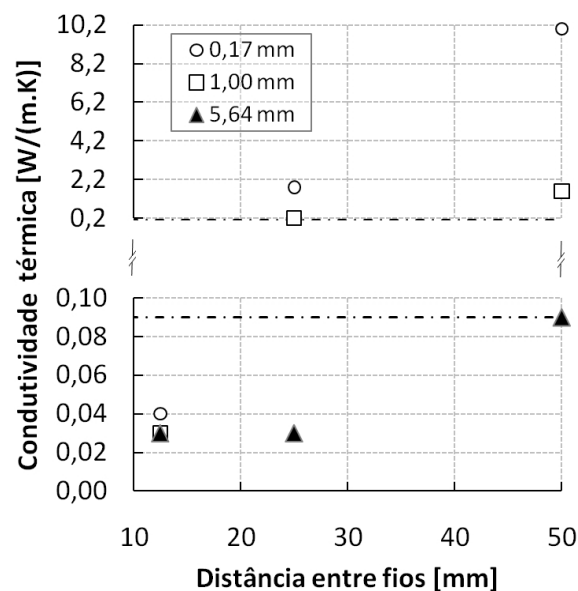


Figura 8.6 – Distribuição de temperatura na pele (longo de  $x, y = 0$ ; Figura 8.5) para diferentes distâncias entre os fios de aquecimento (1,25, 1,7, 2,5 e 5 cm) em estado-estacionário; fluxo de calor imposto assegura uma temperatura média na pele de 34 °C

Para distâncias dos fios entre 1,7 e 5,0 cm, a temperatura máxima na pele é superior a 40 °C (Figura 8.6), o que provocaria dor ao utilizador [17]. Para o evitar, observa-se na Figura 8.6 que o espaçamento entre fios deve ser menor que 1,25 cm. Com esse espaçamento entre fios e uma potência média de 42,3 W·m<sup>-2</sup>, obtém-se uma temperatura média na pele de 34 °C, no entanto esse espaçamento dificulta o processo de construção da manta (devido a limitações nas máquinas de produção) e torna a estrutura da manta demasiadamente rígida e pesada. Por essa razão, procurou-se uma solução que passasse por aumentar o espaçamento entre fios. Para tal, estudou-se o efeito de variar a resistência térmica da camada interna da manta (A, Figura 8.5) através da variação da sua espessura e condutividade térmica. Para cada par espessura – espaçamento entre fios, ajustou-se a potência de funcionamento dos fios e determinou-se a condutividade térmica da camada interna que permite obter uma variação máxima de temperatura ao longo da pele de 10 °C (Figura 8.7).



**Figura 8.7 - Condutividade térmica da camada interna da manta que assegura uma variação máxima ao longo da pele de 10 °C, para cada par espessura da camada interna- distância entre fios [linha a tracejado indica a condutividade máxima de têxteis reportada na literatura]**

Na Figura 8.7, observa-se que, para obter uma variação na temperatura ao longo da pele de 10 °C, com uma camada interna de 1 mm e espaçamento entre os fios de 12,5 mm, a condutividade térmica da camada tem de ser 0,03 W·m<sup>-1</sup>·K<sup>-1</sup> aumentando para 1,6 W·m<sup>-1</sup>·K<sup>-1</sup>, quando se aumenta a distância entre fios para 50 mm. Tendo em conta que os têxteis têm uma condutividade térmica relativamente baixa (por exemplo entre 0,03 e 0,09 W·m

<sup>1</sup>K-1; [28]), a Figura 8.7 mostra que, para conseguir uma oscilação máxima de temperatura na pele de 10 °C, a distância entre fios tem que ser pequena e a espessura da camada interna da manta elevada. Porém, tal aumento na espessura da camada interna faz com que a resistência térmica desta manta aumente e por consequência a energia libertada pelos fios de aquecimento tenha mais dificuldade para ser transferida para a pele, ocorrendo maiores perdas para o ambiente. Tal torna o sistema menos eficiente e, por essa razão, analisaram-se configurações alternativas para a manta, fazendo variar as propriedades da camada externa (B, Figura 8.5) e a posição relativa dos fios de aquecimento em relação à pele. No próximo subcapítulo apresentam-se as previsões de temperatura na pele quando se fazem variar alguns parâmetros geométricos e propriedades da manta.

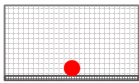
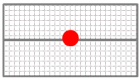
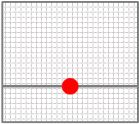
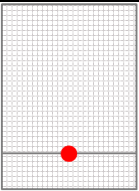
#### **8.2.2.3 ANÁLISE DE ALGUNS PARÂMETROS GEOMÉTRICOS E PROPRIEDADES DA MANTA**

Os resultados apresentados no subcapítulo 8.2.2.2 indicam que o espaçamento entre fios tem que ser bastante pequeno para garantir que, em toda a superfície da pele, as temperaturas variam dentro de uma gama relativamente estreita. Porém, como distâncias muito pequenas entre fios têm várias desvantagens do ponto de vista de construção e ergonomia do produto final, privilegiou-se um espaçamento entre fios de 5 cm. Como referido em subcapítulos anteriores, tal espaçamento entre fios implica uma variação significativa na temperatura ao longo da pele. Para diminuir essa oscilação de temperatura, pode-se aumentar a resistência térmica da camada interna, porém, tal aumento implica que mais energia é transferida dos fios para o ambiente, diminuindo a eficiência da manta. Neste subcapítulo, testaram-se novas configurações para a manta, em que se fizeram variar a resistência térmica de ambas as camadas e se avaliou o efeito sobre o aquecimento da pele. As 4 configurações analisadas são apresentadas na Tabela 8.5. Nas configurações II, III e IV (Tabela 8.5), ambas as camadas da manta são constituídas por lã, enquanto na configuração I, a camada interna é constituída por fibras diferentes das da camada externa (Tabela 8.4).

Ao afastar os elementos de aquecimento da pele, da configuração I para a II (Tabela 8.5), mais energia deve ser fornecida ao sistema de aquecimento (aumento de 19 W·m<sup>-2</sup>, Figura 8.8), uma vez que aumenta a porção de energia perdida para o ambiente. Porém, este afastamento dos fios, faz a temperatura máxima da pele diminuir 12,8 °C enquanto a

temperatura mínima se mantém praticamente constante, uma vez que, a resistência térmica total da manta é aproximadamente a mesma nas duas configurações (Tabela 8.5).

Tabela 8.5- Configurações analisadas para o sistema manta + fios; resistência térmica de cada camada da manta

Configuração		Resistência térmica da camada interna $\times 10^2$ [m <sup>2</sup> .K.W <sup>-1</sup> ]	Resistência térmica da camada externa $\times 10^2$ [m <sup>2</sup> .K.W <sup>-1</sup> ]
I		0,4	14,3
II		7,2	7,2
III		7,2	15,0
IV		7,2	20,0

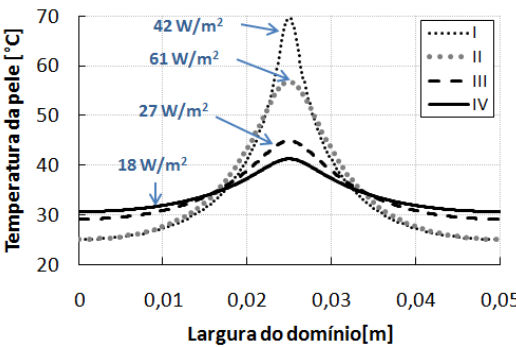


Figura 8.8 - Distribuição de temperatura na pele (ao longo de  $x, y = 0$ ; Figura 8.5) em estado-estacionário para 4 configurações da manta (Tabela 8.5), com um fluxo de calor que assegura uma temperatura média na pele de 34°C (espaçamento entre fios = 5 cm)

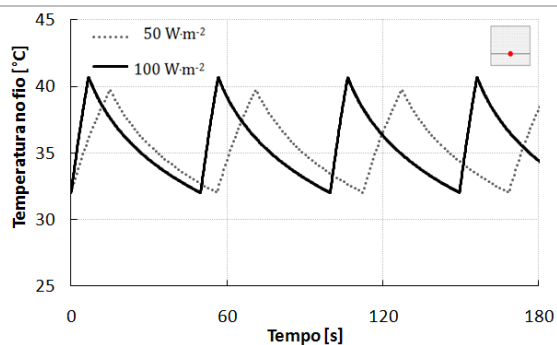
Para reduzir as perdas de calor para o ambiente, aumentou-se a resistência térmica da camada externa (da configuração II para a III, Tabela 8.5), pelo que, o fluxo de calor necessário para manter a temperatura média na pele nos 34 °C, diminuiu em 34W.m<sup>-2</sup> (da configuração II para a III; Figura 8.8). Com esta alteração, a temperatura máxima na pele

também diminuiu de 56,8 para 44,9 °C continuando a ser, no entanto, uma temperatura bastante elevada [17]. Para diminuir esta temperatura aumentou-se ainda mais a resistência térmica da camada externa (da configuração III para a IV, Tabela 8.5), tendo-se observado, porém, apenas uma diminuição de 3,6 °C (Figura 8.8) e uma temperatura máxima na pele acima dos 40 °C (valor a partir do qual o indivíduo sente dor [17]). Não se aumentou ainda mais a resistência térmica da camada externa, pois para a configuração IV, a potência dos fios já é bastante reduzida ( $18 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , Figura 8.8) e, por essa razão, se se aumentasse ainda mais a resistência, deixaria de ser necessário o sistema de aquecimento. Seguindo esta linha de otimização, perde-se a possibilidade de controlar ativamente a temperatura da pele através do sistema de aquecimento. Em alternativa, estudou-se um modo de funcionamento do sistema de aquecimento em que este debita um fluxo de calor constante, enquanto a temperatura do fio se mantém numa gama definida em função das propriedades térmicas das camadas, sendo o fluxo debitado nulo quando a temperatura do fio está fora desta gama pré-estabelecida. A definição desta gama deve ter em conta a necessidade de assegurar, na pele, temperaturas não superiores a 40 °C (para evitar risco de queimaduras).

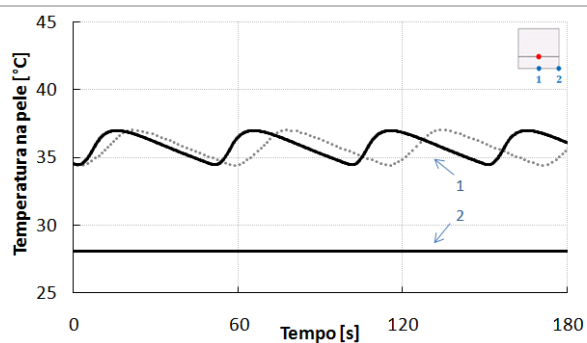
Na Figura 8.9, apresentam-se os resultados obtidos para uma manta de aquecimento com a configuração III e IV (Tabela 8.5), quando o seu sistema de aquecimento liga e desliga em função da temperatura do fio. Os elementos de aquecimento foram dimensionados de modo a assegurar uma temperatura máxima na pele de 37 °C. A gama de temperatura de operação dos fios de aquecimento foi definida, de forma a que o aquecimento ligue quando a temperatura no fio é no mínimo 32 °C e desligue quando se atinge uma temperatura máxima função das propriedades da manta. Por exemplo, no caso da manta menos isolante (configuração III, Tabela 8.5), a temperatura a que o sistema desliga deve ser 39,8 °C e 40,7 °C para um fluxo de calor constante de 50 e  $100 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , respetivamente (Figura 8.9). Ao considerar-se uma manta mais isolante (configuração IV, Tabela 8.5) a temperatura a que o fio desliga deve ser menor, nomeadamente 38,5 °C e 39,3 °C para um fluxo de calor constante de 50 e  $100 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , respetivamente (Figura 8.9).

Em todos os cenários avaliados na Figura 8.9, a temperatura média na pele encontra-se dentro dos valores reportados como confortáveis (31 e 37 °C; [12, 16, 17]). Os dados obtidos indicam que, para uma distância entre fios de 5 cm, a configuração IV é a mais interessante das 2 analisadas (Figura 8.9), sendo a que permite obter menores variações de temperatura ao longo da pele (30,4 e 37,0 °C; Figura 8.9). Com base nestes resultados construiu-se um protótipo e avaliou-se o seu desempenho térmico com recurso a um manequim térmico. Os principais resultados são apresentados no subcapítulo 8.2.3.

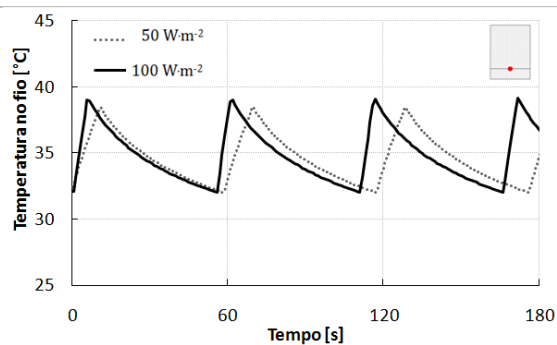




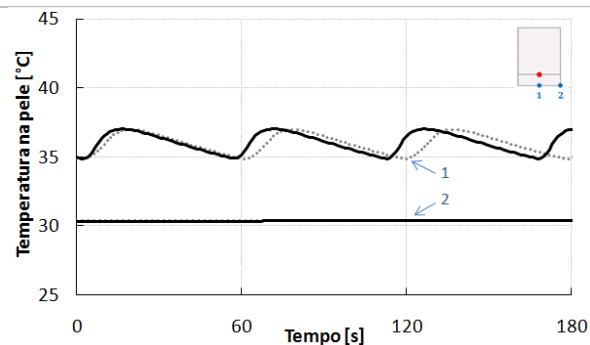
(a)



(b)



(c)



(d)

**Figura 8.9- Distribuição de temperatura no fio e na pele ao longo do tempo quando se utiliza a configuração III e IV da manta (Tabela 8.5), com diferentes potências de funcionamento; a) e c) temperatura no fio e b e d) temperatura em duas regiões da pele (espaçamento entre fios = 5 cm)**

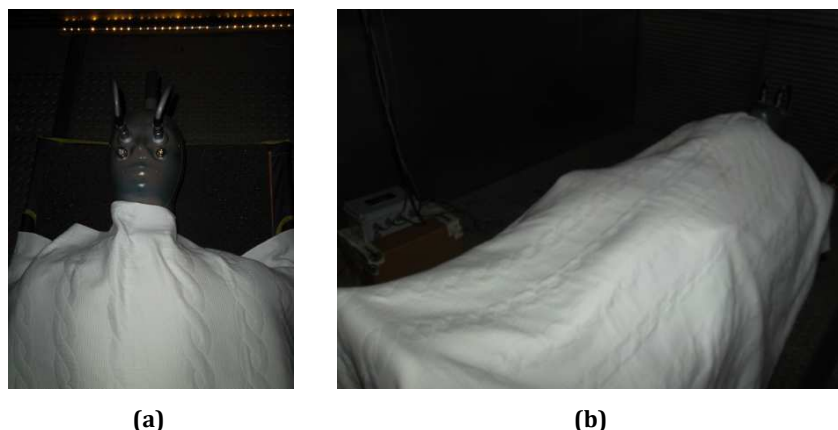
### 8.2.3 AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL DO DESEMPENHO TÉRMICO DE UM PROTÓTIPO

O produto desenvolvido consiste numa manta de lã com os elementos de aquecimento colocados a uma distância de 5 cm entre si, entre duas camadas de têxtil. Os elementos de aquecimento foram especificados para assegurar uma potência de aquecimento constante. O sistema tem integrado material electrónico para medir a temperatura no fio de aquecimento e controlar o funcionamento deste em função dos valores registados. Quando a temperatura do fio é inferior a 32 °C, o sistema, automaticamente, inicia o aquecimento, estando programado para desligar quando a temperatura atinge um dado valor. As propriedades da manta, o fluxo de calor e a temperatura máxima do fio não são especificadas por razões de confidencialidade.

Neste subcapítulo, avaliou-se experimentalmente o desempenho térmico da manta quando utilizada sobre um manequim térmico, avaliando-se o efeito do sistema de aquecimento sobre a distribuição de temperatura na superfície do manequim.

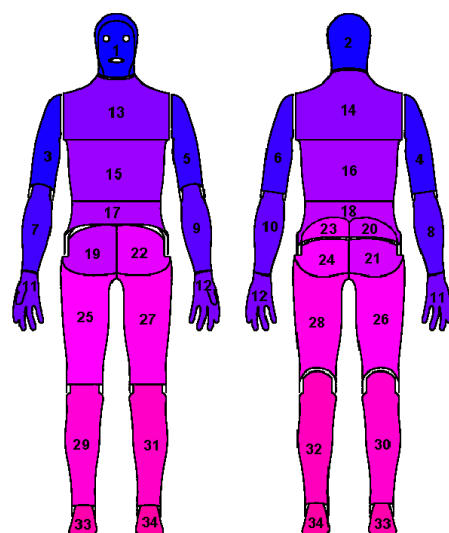
### 8.2.3.1 METODOLOGIA EXPERIMENTAL

O desempenho térmico da manta foi testado com um manequim térmico deitado numa maca (Figura 8.10), dentro de uma câmara climática em condições controladas de temperatura, humidade relativa e velocidade do ar ( $10\text{ }^{\circ}\text{C}$ , 50 % e  $0,3\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ , respetivamente), de acordo com a norma BS EN 13537:2002 [29].



**Figura 8.10 - Manequim térmico utilizado nos ensaios de avaliação do desempenho térmico do protótipo; a) zona superior do manequim e b) manequim deitado sobre uma maca**

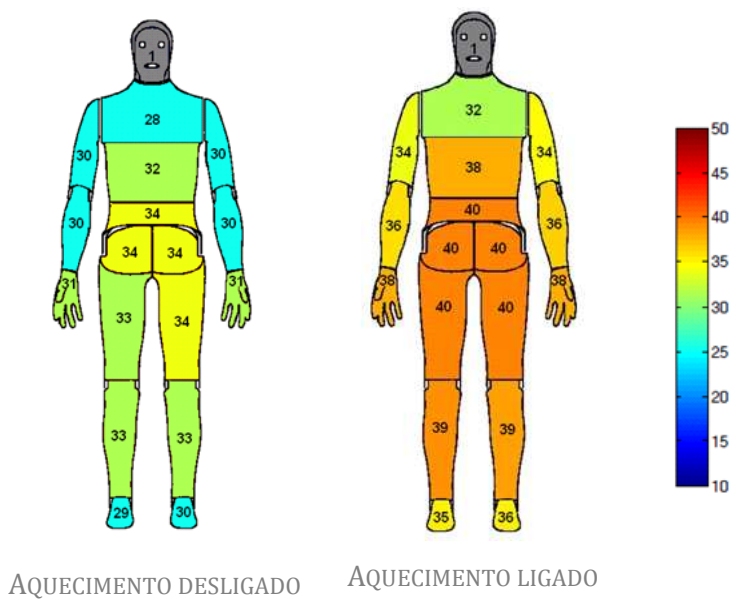
De acordo com a referida norma, colocou-se o manequim térmico deitado na maca sobre uma estrutura pouco condutora (entre o manequim e a maca). O protótipo foi colocado diretamente sobre o manequim nu (situação em que a probabilidade de queimaduras é mais elevada). Em todas as zonas do manequim (Figura 8.11) impôs-se um fluxo de calor constante, equivalente ao fluxo basal (i. e.  $45\text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ ; [12, 17, 24–26]). Para avaliar o desempenho do sistema de aquecimento, realizaram-se dois ensaios, um com o sistema desligado e outro com o sistema ligado. No seguinte subcapítulo, comparam-se as temperaturas médias da superfície do manequim para as duas situações testadas.



**Figura 8.11 - Numeração das zonas de aquecimento do manequim térmico**

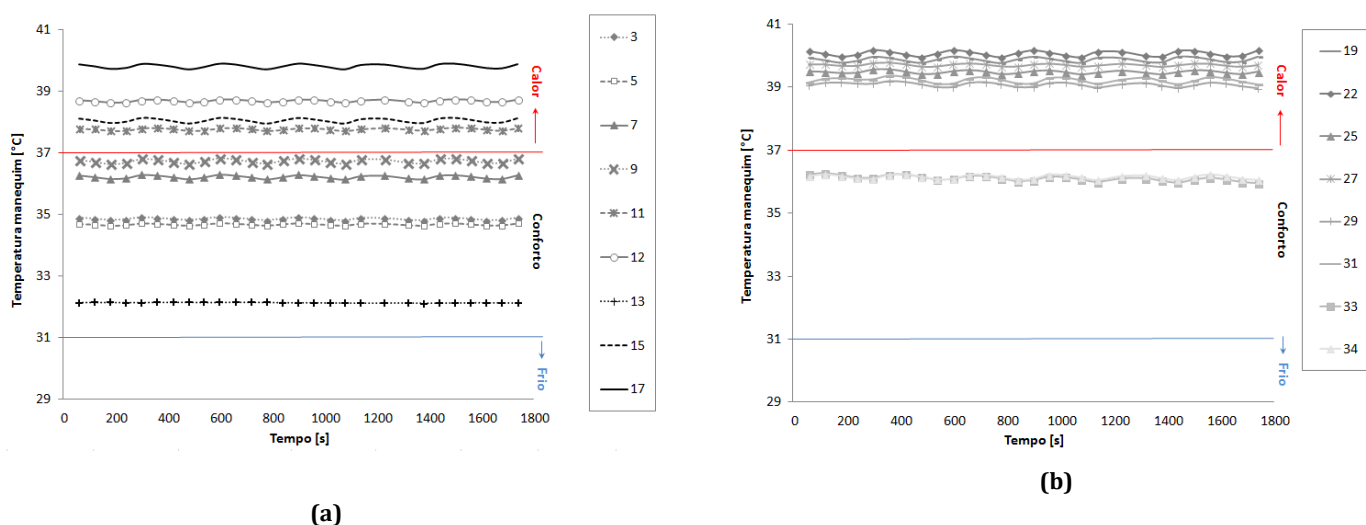
### 8.2.3.2 ANÁLISE DO DESEMPENHO TÉRMICO DE UM PROTÓTIPO

Nesta análise, estudou-se a influência do sistema de aquecimento na distribuição de temperatura na superfície do manequim, em estado-estacionário. Na Figura 8.12, apresenta-se a distribuição de temperatura no manequim, quando o sistema de aquecimento está desligado e ligado.



**Figura 8.12 - Distribuição de temperatura média na superfície do manequim térmico obtido em estado-estacionário quando o aquecimento está desligado e ligado**

Como se observa na Figura 8.12, quando o sistema de aquecimento está desligado, a temperatura média na superfície do manequim varia desde os 28 °C no pescoço, e os 34 °C na região pélvica. Nessas mesmas regiões, verifica-se que, ao ligar o sistema de aquecimento, a temperatura aumenta 4 e 6 °C, no pescoço e na região pélvica, respetivamente. As zonas do pescoço e ombros são aquelas que apresentam o menor aumento de temperatura, uma vez que, por razões de segurança, a manta não aquece nestas regiões do corpo. Na Figura 8.13, é evidente que não há controlo de temperatura nestas regiões da manta (zonas 3, 5 e 13).



**Figura 8.13 - Perfis de temperatura nas regiões do manequim cobertas pelo protótipo, com aquecimento ligado: a) braços e tronco e b) pernas e pés (Figura 8.12); indicada gama de temperatura definida como de conforto (31 e 37 °C) [legenda dos gráficos corresponde às zonas do manequim identificadas na Figura 8.11]**

Apesar do sistema de aquecimento ajustar a temperatura, observa-se que as zonas 11, 12 e 15 (Figura 8.13a) apresentam temperaturas superiores a 37 °C, valor acima do qual se considera que o indivíduo sente calor. Na Figura 8.13b, observa-se igualmente uma temperatura elevada na zona das pernas e pés do manequim (zonas 33 e 34 da Figura 8.13b). Estes resultados indicam que, por uma questão de segurança, a temperatura máxima do fio e/ou a potência definida no protótipo nas zonas referidas devem ser ajustadas.

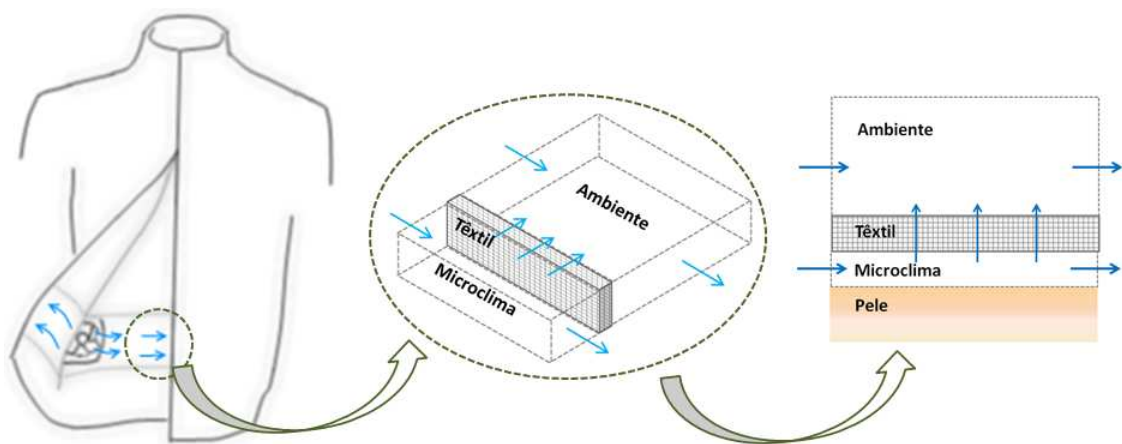
A estratégia apresentada ao longo dos últimos subcapítulos permitiu otimizar diversas propriedades de uma manta de aquecimento, como a espessura e condutividade térmica, assim como vários parâmetros do sistema de aquecimento, como, por exemplo, a distância entre fios, a potência de funcionamento e a gama de temperatura de operação.

No subcapítulo seguinte, procurou-se otimizar o desempenho de um outro tipo de produto, em particular um com sistema de arrefecimento por ventoinhas. Neste caso, estudaram-se várias propriedades do vestuário e a forma como estas influenciam as trocas de calor e massa junto à pele do utilizador.

### 8.3 OTIMIZAÇÃO DE UM CASACO COM SISTEMA DE ARREFECIMENTO

#### INTEGRADO

Em ambientes quentes e em particular durante atividades físicas intensas, o corpo depende da evaporação do suor para manter o equilíbrio térmico. Porém, se as perdas de calor forem dificultadas, p. ex. através do uso de vestuário de proteção, a água pode acumular perto da pele, diminuindo a taxa de evaporação de suor e aumentando o risco de desconforto térmico. Este cenário pode ser evitado se se promover o escoamento de ar no microclima entre a pele e o vestuário, de modo a garantir a remoção contínua de suor. Para tal, pode-se integrar um sistema de arrefecimento por ventoinhas na estrutura do vestuário (Figura 8.14).



**Figura 8.14 - Casaco com sistema de arrefecimento por ventoinhas; esquema do domínio de simulação constituído pelo microclima entre a pele e o têxtil, uma camada de têxtil e o domínio de ar que envolve o casaco (setas a azul representam a direção do escoamento de ar)**

O desempenho do sistema de arrefecimento dependerá do caudal de ar debitado pelas ventoinhas e das propriedades do têxtil, como a porosidade e a tortuosidade, que influenciam a transferência de massa através do vestuário. Por essa razão, estudou-se o efeito destes parâmetros sobre as taxas de transferência na pele e ao longo do casaco.

No subcapítulo 8.3.1, apresentam-se os modelos matemáticos que descrevem a transferência de calor e massa através do microclima, material têxtil e ambiente (Figura 8.14). No subcapítulo 8.3.2, avaliam-se os efeitos do caudal de ar debitado pelas ventoinhas e das propriedades do vestuário na transferência de calor e massa na pele, assim como a influência da posição relativa das camadas de têxteis na distribuição de água no casaco.

### 8.3.1 ABORDAGEM NUMÉRICA, SUPOSIÇÕES E CONDIÇÕES FRONTEIRA

As ventoinhas integradas no casaco (Figura 8.14), fornecem ar proveniente do ambiente (fronteira 1, Figura 8.15) ao microclima entre a pele e o material têxtil do casaco, sendo o fluido transportado ao longo da pele (da fronteira 1 à 3, Figura 8.15). Neste caso, considerou-se que um microclima com 5 mm de espessura e uma camada de têxtil (casaco) com 3 mm de espessura. A altura do ambiente é 5 cm (fronteira 7, Figura 8.15) e foi determinada de modo a que a condição fronteira definida na fronteira mais afastada do têxtil (fronteira 9, Figura 8.15) não influenciasse o escoamento e transporte de calor/massa ao longo da superfície do vestuário (fronteira 5, Figura 8.15). A análise numérica foi realizada em duas dimensões, ao longo de 10 cm da pele coberta pelo casaco (Figura 8.15).

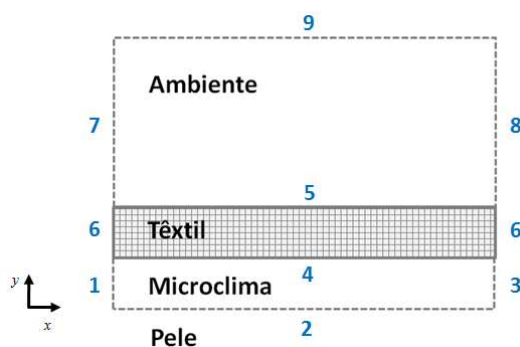


Figura 8.15 - Domínio de simulação e fronteiras numeradas

Parte do escoamento imposto pelas ventoinhas ocorre ao longo da pele (na fronteira 2, Figura 8.15), enquanto outra parte escoar através da camada têxtil até ao ambiente (da fronteira 4 para 5, Figura 8.15). As propriedades do material têxtil como a porosidade e a tortuosidade determinam o caudal de ar através do têxtil, influenciando o caudal de ar que escoar ao longo da pele e, por consequência, a eficiência do sistema para remover suor. Para além disso, a variação das propriedades do vestuário (p. ex. condutividade térmica efetiva e fração de gás) com o teor de água e a distribuição de temperatura ao longo do têxtil, pode também influenciar o transporte de calor/massa ao longo da pele e através da camada de vestuário, pelo que foram devidamente consideradas na análise. As expressões que traduzem as propriedades do têxtil são apresentadas no capítulo 3 (subcapítulo 3.5) e as suas propriedades encontram-se compiladas na Tabela 8.6.

**Tabela 8.6 – Propriedades do material têxtil que constitui o casaco com sistema de arrefecimento integrado (fibras de algodão)**

Parâmetro	Unidades	Valor	Fonte
Espessura	mm	3,0	Arbitrado
Fração de sólido	-	0,35	Ref. [30]
Tortuosidade	-	2,12	Ref. [30]
Emissividade	-	0,68	Estimada [19–21]
Condutividade térmica da lã	W·K <sup>-1</sup> ·m <sup>-1</sup>	0,16	Ref. [30]
Calor específico a pressão constante da lã	J·kg <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup>	1210	Ref. [30]
Massa volúmica da lã	kg·m <sup>-3</sup>	1550	Ref. [30]
Regain da lã ( $\varphi=65\%$ )	-	0,07	Ref. [30]
Resistência aparente ao escoamento de Darcy ( $\varphi=0\%$ )	m <sup>-1</sup>	$1,23 \times 10^8$	Ref. [30]
Resistência aparente ao escoamento de Darcy ( $\varphi=65\%$ )	m <sup>-1</sup>	$2,40 \times 10^8$	Ref. [30]

A eficiência do sistema para arrefecer o corpo foi avaliada em estado-estacionário, considerando que o calor é transferido através do têxtil por condução e convecção, primeiro e segundo termo da equação 8.10.

$$\nabla(-k_{ef} \cdot \nabla T) + \rho_\gamma \cdot C_{p_\gamma} \cdot v_\gamma \cdot \nabla T = 0 \quad (8.10)$$

Na equação 8.10,  $k_{ef}$  é a condutividade térmica do vestuário e  $\rho_v$ ,  $Cp_v$  e  $v_v$  a massa volúmica, o calor específico e a velocidade de escoamento do gás, respetivamente. Esta velocidade é traduzida pela lei de Darcy ao longo da espessura do vestuário (assumindo-se escoamento unidirecional; [30]),

$$v_v = -\frac{k_D}{\mu} \cdot \frac{\partial p_v}{\partial y} \quad (8.11)$$

em que  $\partial p_v / \partial y$  é a variação de pressão do gás ao longo da espessura do meio poroso (camada de têxtil),  $k_D$  a permeabilidade do meio poroso e  $\mu$  a viscosidade do fluido. A permeabilidade de Darcy (equação 8.12) é determinada em função da espessura do têxtil ( $L$ ) e da resistência aparente ao escoamento de Darcy ( $R_D$ ; equação 8.13; [30]).

$$k_D = \frac{L}{R_D} \quad (8.12)$$

$$R_D(\varphi) = R_D(\varphi = 0\%) + \left( \frac{\varepsilon_{bw}(\varphi)}{\varepsilon_{bw}(\varphi = 100\%)} \right) \cdot [R_D(\varphi = 100\%) - R_D(\varphi = 0\%)] \quad (8.13)$$

Na equação 8.13,  $\varphi$  é a humidade relativa e  $\varepsilon_{bw}$  a fração de água retida na fibra, calculada em função da fração e da massa volúmica de fibra ( $\varepsilon_{ds}$  e  $\rho_{ds}$ , respetivamente), do *regain* de equilíbrio de referência ( $Regain_{f(\varphi=65\%)}$ ; [12]), e da massa volúmica da água ( $\rho_w$ ; equação 8.14).

$$\varepsilon_{bw} = \frac{\varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds}}{\rho_w} \cdot 0,578 \cdot Regain_{f(\varphi=65\%)} \cdot \varphi \cdot \left[ (0,321 + \varphi)^{-1} + (1,262 - \varphi)^{-1} \right] \quad (8.14)$$

O transporte de vapor de água através do têxtil ocorre por difusão e convecção, primeiro e segundo termos da equação 8.15,

$$\nabla(-D_{ef} \cdot \nabla \rho_v) + v_v \cdot \frac{\partial \rho_v}{\partial y} = 0 \quad (8.15)$$

em que  $D_{ef}$  é o coeficiente de difusão do vapor de água através do têxtil e  $\rho_v$  a concentração do vapor de água.



No microclima e no ambiente (Figura 8.15), considerou-se que a energia e a massa são transportadas por condução e difusão, respetivamente e por convecção. Os respetivos balanços energético e mássico são traduzidos pelas equações 8.16 e 8.17, respetivamente.

$$\nabla(-k_\gamma \cdot \nabla T) + \rho_\gamma \cdot C_{p_\gamma} \cdot v_\gamma \cdot \nabla T = 0 \quad (8.16)$$

$$\nabla(-D_a \cdot \nabla \rho_v) + v_\gamma \cdot \nabla \rho_v = 0 \quad (8.17)$$

Na equação 8.16,  $k_\gamma$  é a condutividade do gás e na equação 8.17,  $D_a$  é o coeficiente de difusão do vapor de água no ar. Mais detalhes sobre o cálculo destas variáveis são apresentados no capítulo 3.

No microclima e ambiente (Figura 8.15), o movimento do fluido é descrito segundo a equação de Navier-Stokes (equação 8.18) e a equação de conservação de massa (equação 8.19), considerando que o ar é um fluido incompressível.

$$v_\gamma \cdot \nabla v_\gamma = \frac{\mu}{\rho_\gamma} \nabla^2 v_\gamma - \frac{p}{\rho_\gamma} \cdot I \quad (8.18)$$

$$\rho_\gamma \cdot \nabla v_\gamma = 0 \quad (8.19)$$

Na equação de Navier-Stokes (8.18),  $I$  é a matriz identidade e  $\mu$  e  $p$  são a viscosidade dinâmica e a pressão do gás, respetivamente. Neste estudo, considerou-se que o ar escoava ao longo da superfície exterior do casaco (fronteira 5, Figura 8.15) com uma velocidade de  $5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ , em regime de escoamento laminar (uma vez que o número de Reynolds é inferior a  $5 \times 10^5$ ; [23]). No microclima, consideraram-se diferentes velocidades de escoamento, mas sempre em gamas de Reynolds compatíveis com regime laminar.

O desempenho do sistema de arrefecimento foi avaliado num ambiente quente, em que a temperatura ambiente era de  $40^\circ\text{C}$  e a humidade relativa de 50 % (fronteira 7, Tabela 8.7). Assumiu-se que as ventoinhas retiram ar do ambiente exterior, forçando-o a escoar ao longo da pele (fronteira 1, Tabela 8.7).

**Tabela 8.7 – Condições fronteira definidas nos modelos de transferência de calor, massa e escoamento**

Fronteira	Modelo de calor	Modelo de massa	Modelo de escoamento
1	Temperatura = 40 °C	$\rho_v = 0,026 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$	Velocidade em análise
2	Temperatura = 34 °C	$\rho_v = 0,038 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$	$v = 0 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$
3	Continuidade; $-\vec{n} \cdot (-k_y \cdot \nabla T) = 0$	Continuidade; $-\vec{n} \cdot (-D_a \cdot \nabla \rho_v) = 0$	$p = 0 \text{ Pa}$
4	Continuidade; $-\vec{n} \cdot (-k_y \cdot \nabla T) = 0$	$p = p_{\text{Navier-stokes}}$	-
5	Continuidade; $-\vec{n} \cdot (-k_y \cdot \nabla T) = 0$	$p = p_{\text{Navier-stokes}}$	-
6	Continuidade; $-\vec{n} \cdot (-k_{ef} \cdot \nabla T) = 0$	Continuidade; $-\vec{n} \cdot (-D_{ef} \cdot \nabla \rho_v) = 0$	-
7	Temperatura = 40 °C	$\rho_v = 0,026 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$	-
8	Continuidade; $-\vec{n} \cdot (-k_y \cdot \nabla T) = 0$	Continuidade; $-\vec{n} \cdot (-D_a \cdot \nabla \rho_v) = 0$	$p = 0 \text{ Pa}$
9	Continuidade; $-\vec{n} \cdot (-k_y \cdot \nabla T) = 0$	Continuidade; $-\vec{n} \cdot (-D_a \cdot \nabla \rho_v) = 0$	Simetria; $\vec{n} \cdot v_y = 0$

Caso a taxa de sudção seja elevada, a pele pode ficar saturada de suor, e neste cenário, o desempenho do sistema de arrefecimento terá um papel predominante sobre a remoção de suor da pele. Por essa razão, o sistema de arrefecimento foi avaliado numa situação em que a pele está saturada de água (fronteira 2, Tabela 8.7).

Para modelizar o escoamento de gás através do vestuário, considerou-se que, nas superfícies do vestuário, a pressão do gás é determinada pelo modelo de escoamento ( $p_{\text{Navier-Stokes}}$ ; fronteiras 4 e 5; Tabela 8.7) e a velocidade de escoamento do gás no vestuário é modelizada pela lei de Darcy (equação 8.11). Para simular o escoamento originado pelas ventoinhas, impôs-se uma velocidade na entrada do microclima (fronteira 1, Tabela 8.7). As restantes condições fronteira definidas nos modelos de transferência de calor, massa e escoamento encontram-se compiladas na Tabela 8.7.

O sistema de equações foi resolvido numa plataforma de FEM, com um esquema de discretização de segunda ordem, e um número máximo de elementos de  $671 \times 10^3$  (microclima  $481 \times 10^3$ , têxtil  $111 \times 10^3$  e ambiente  $79 \times 10^3$  elementos).

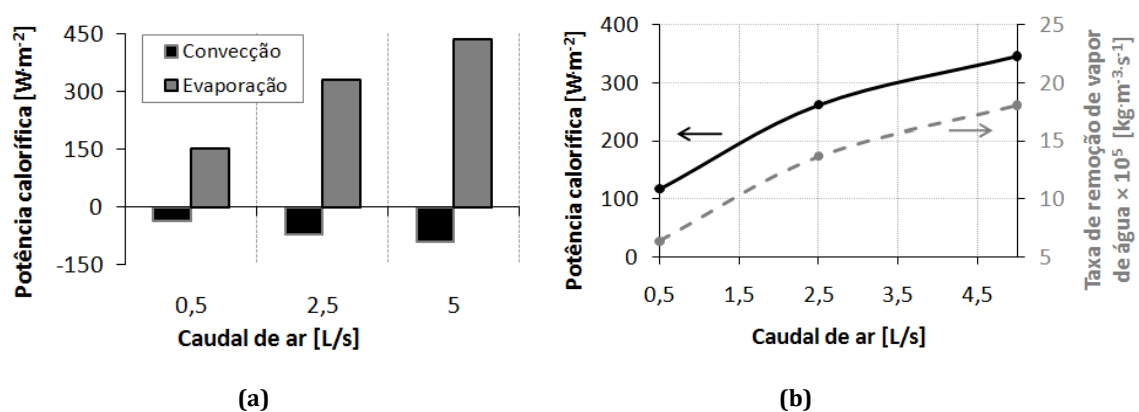
Numa primeira análise, avaliou-se o efeito do caudal de ar e das propriedades de um casaco constituído por uma camada de algodão (Tabela 8.6), sobre a transferência de calor e massa na pele. Numa segunda análise, estudou-se o efeito da posição relativa de duas camadas de têxteis (algodão e lã, Tabela 8.8) sobre a distribuição de água ao longo destas e ao longo da sua espessura. As propriedades do casaco multicamada são apresentadas na Tabela 8.8.

**Tabela 8.8 – Propriedades dos materiais têxteis que constituem o casaco multicamada com sistema de arrefecimento integrado (camada de algodão e de lã)**

Parâmetro	Unidades	Camada algodão	Camada lã	Fonte
Espessura	mm	1,5	1,5	Arbitrado
Fração de sólido	-	0,35	0,70	Ref. [30]
Tortuosidade	-	2,12	1,00	Arbitrado
Condutividade térmica da fibra	W.K <sup>-1</sup> .m <sup>-1</sup>	0,16	0,20	Ref. [30]
Calor específico a pressão constante da fibra	J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup>	1210	1360	Ref. [30]
Massa volúmica da fibra	kg.m <sup>-3</sup>	1550	1300	Ref. [30]
Regain da lã ( $\varphi=65\%$ )	-	0,07	0,15	Ref. [30]
Resistência aparente ao escoamento de Darcy ( $\varphi=0\%$ )	m <sup>-1</sup>	$1,23 \times 10^8$	$1,23 \times 10^8$	Ref. [30]
Resistência aparente ao escoamento de Darcy ( $\varphi=65\%$ )	m <sup>-1</sup>	$2,40 \times 10^8$	$2,40 \times 10^8$	Ref. [30]

### 8.3.2 AVALIAÇÃO DO EFEITO DO CAUDAL DE AR E DAS PROPRIEDADES DO CASACO SOBRE AS PERDAS DE CALOR NA PELE E DISTRIBUIÇÃO DE ÁGUA NO TÊXTIL

Na Figura 8.16, apresenta-se a potência calorífica transferida por convecção e evaporação e a taxa de remoção de vapor de água em função de diferentes caudais de escoamento de ar no microclima.



**Figura 8.16 – Efeito do caudal de ar sobre a remoção de calor e massa da pele; a) potência calorífica transferida por evaporação do suor e por convecção forçada e b) potência calorífica e taxa de remoção de vapor de água na pele**

Como seria expectável, num ambiente quente em que a temperatura do ar é superior à da pele, esta recebe energia do ar por escoamento no microclima, e o único mecanismo através do qual há remoção de energia da pele é por evaporação do suor (Figura 8.16a). Com o aumento da convecção junto da pele, aumenta a remoção de vapor de água proveniente do suor (Figura 8.16b) e, por consequência, aumenta a energia associada à evaporação dessa quantidade de água.

O aumento do caudal de ar no microclima implica um aumento mais significativo das perdas por evaporação do que o aumento dos ganhos por convecção (Figura 8.16a). Por exemplo, para um caudal de ar de 0,5 L/s o ganho de calor por convecção é de  $37 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  e as perdas por evaporação são de  $154 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ . Ao aumentar o caudal de ar para 5 L/s, o ganho de calor aumenta para  $91 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  e as perdas para  $437 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$  (Figura 8.16a).

O caudal de ar imposto pelas ventoinhas escoia principalmente ao longo do microclima, porém, como o casaco é constituído por um material poroso (algodão, Tabela 8.6), o gás é também transportado através da sua estrutura, o que pode influenciar o desempenho do sistema de arrefecimento. A tortuosidade é um dos parâmetros que descreve a arquitetura do material têxtil. O seu aumento implica a diminuição do coeficiente de difusão do vapor de água através do vestuário (Figura 8.17a), pelo que, menos massa é transportada por convecção através do têxtil (Figura 8.17b).

Na Figura 8.17b verifica-se que, ao triplicar a tortuosidade de 1 para 3, a percentagem de massa de água total removida através do têxtil diminui de 10 para 5 %. Esta diminuição implica uma diminuição na taxa de remoção de vapor de água na pele e na potência calorífica removida (Figura 8.17c).

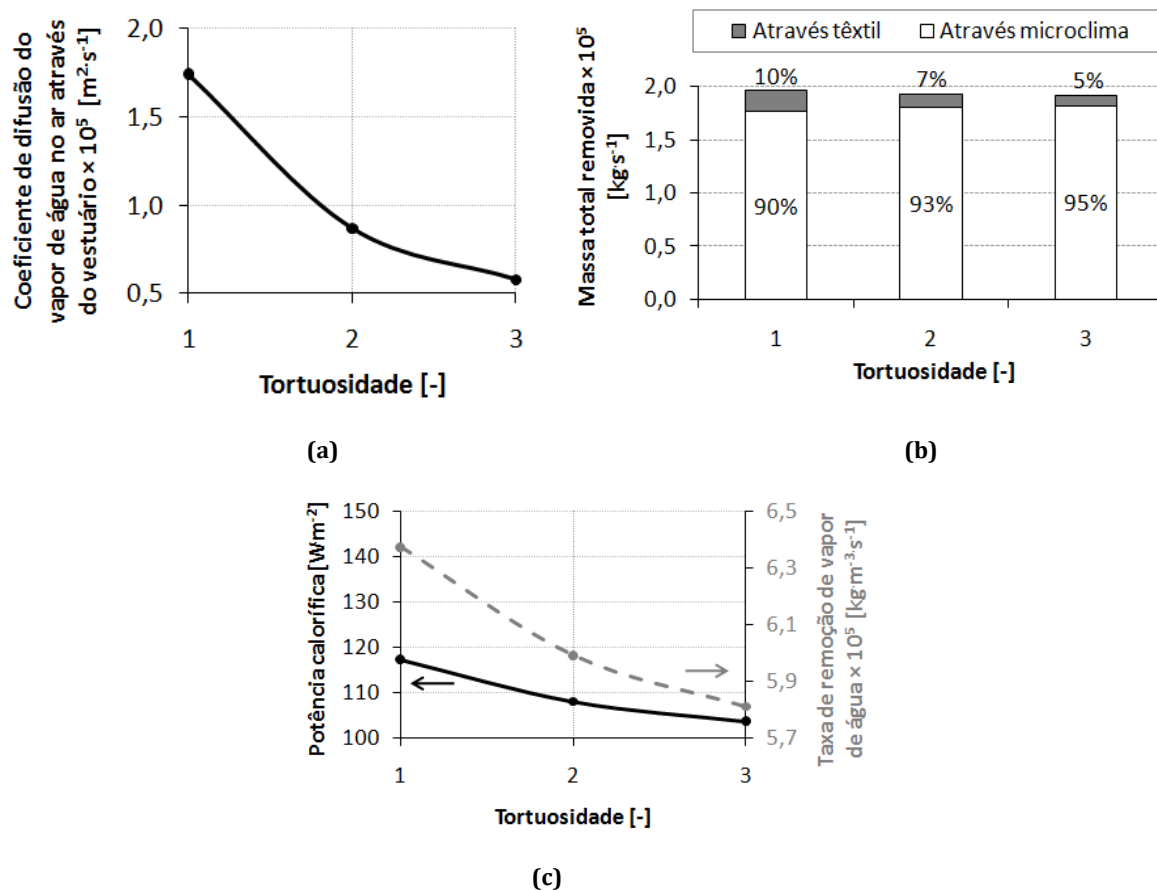


Figura 8.17 – Efeito da tortuosidade do casaco sobre; a) coeficiente de difusão do vapor de água no ar através do vestuário, b) massa total removida através do vestuário e do microclima e c) potência calorífica e taxa de remoção de vapor de água na pele

A fração de fibra é um outro parâmetro que caracteriza a estrutura do têxtil. Um aumento neste parâmetro implica um aumento na fração de água retida na fibras e uma diminuição na fração de gás (Figura 8.18a). Esta diminuição dificulta a transferência do vapor de água através do vestuário, resultando em taxas de remoção de vapor de água na pele reduzidas (Figura 8.18b). Na Figura 8.18b observa-se que um aumento da fração de fibra de 0,6 (de 0,1 para 0,7) implica uma diminuição na taxa de remoção de vapor e na potência calorífica de  $0,7 \times 10^{-5} \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{s}^{-1}$  e de  $18 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2}$ , respetivamente.

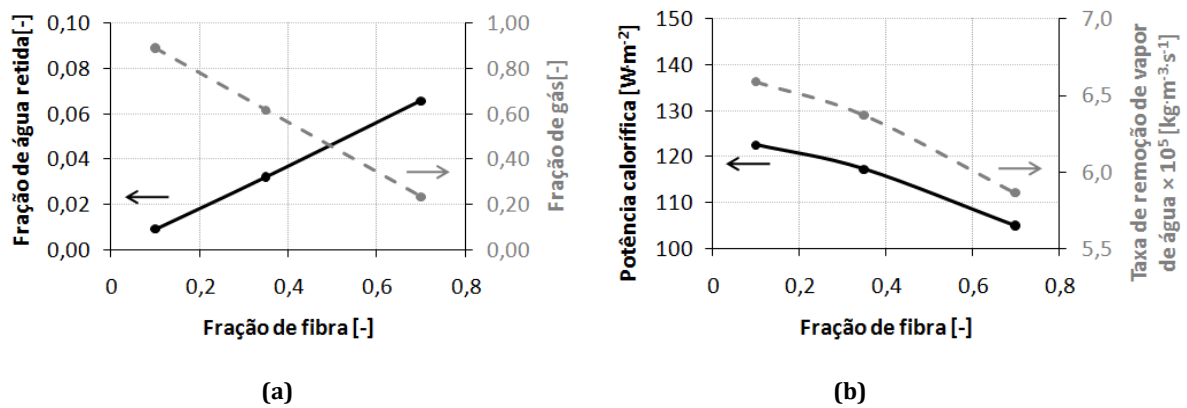


Figura 8.18 – Efeito da fração de fibra do casaco sobre; a) frações de água retida, de fibra e de gás e b) potência calorífica e taxa de remoção de vapor de água na pele

O *regain* das fibras, i. e. a capacidade das fibras para reter água, influencia a concentração de água no vestuário, obtendo-se maiores frações de água retida para valores mais elevados de *regain* (Figura 8.19a). Este aumento da fração de água retida, implica a diminuição da fração de gás do material têxtil, o que dificulta o transporte de vapor de água através do têxtil, resultando na diminuição da taxa de vapor de água removida da pele (Figura 8.19b). Na Figura 8.19b observa-se que ao aumentar o *regain* da fibra de 0,07 para 0,30, reduz-se a taxa de vapor de água e a potência calorífica removida em  $0,1 \times 10^{-5} \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s}^{-1}$  e  $3 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ , respetivamente.

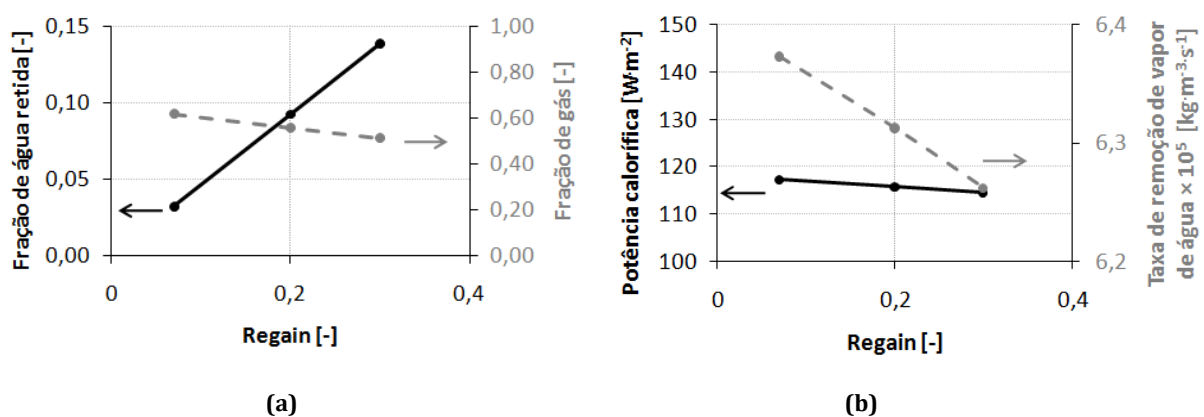
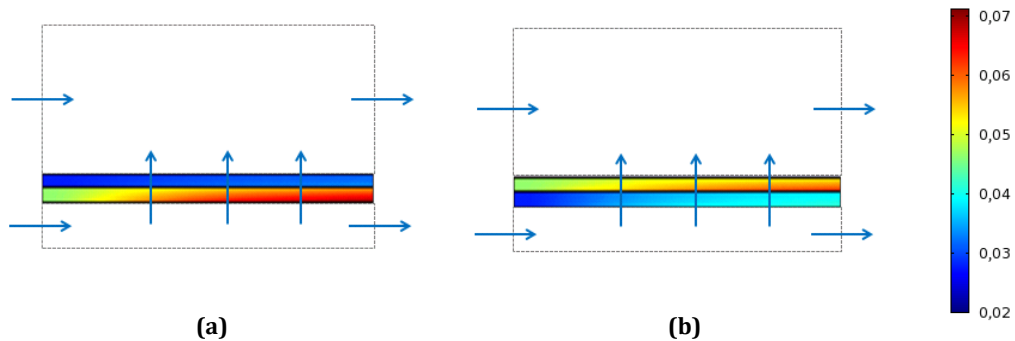


Figura 8.19 – Efeito do *regain* da fibra do casaco sobre; a) frações de água retida e de fibra em função do *regain* da fibra e b) potência calorífica e taxa de remoção de vapor de água na pele

Nas análises anteriores considerou-se que o casaco era constituído por apenas uma camada de têxtil (algodão, Tabela 8.6). A mesma estratégia numérica pode ser utilizada para avaliar casacos com várias camadas e deste modo otimizar diversas geometrias e propriedades do material têxtil em função do desempenho do sistema de arrefecimento.

Nestes estudos, fatores relacionados com a acumulação de suor dentro do vestuário podem ser avaliados, tal como é demonstrado na Figura 8.20.



**Figura 8.20 - Distribuição de água retida no vestuário quando a camada higroscópica (lã, Tabela 8.8) é exposta; a) ao microclima e b) ao ambiente**

Nesta figura (Figura 8.20), avalia-se a distribuição de água dentro do casaco quando este é constituído por duas camadas de têxteis e a posição relativa dessas camadas é alterada (lã e algodão, Tabela 8.8). Quando a camada higroscópica (lã, Tabela 8.8) é exposta ao microclima (Figura 8.20a), mais água fica retida no vestuário do que quando a camada higroscópica é exposta ao ambiente (Figura 8.20b).

A estratégia apresentada neste subcapítulo permite estudar várias formas de otimizar o desempenho de um casaco com um sistema de arrefecimento integrado, seja através do caudal de ar debitado pelas ventoinhas, pela alteração da estrutura do material têxtil (p. ex. tortuosidade e fração de fibra), pela substituição das fibras (p. ex. por fibras mais higroscópicas) ou através da posição relativa das várias camadas que constituem o casaco.

## 8.4 PRINCIPAIS CONCLUSÕES

Neste subcapítulo, estudou-se o desempenho de dois produtos: uma manta com elementos de aquecimento e um casaco com um sistema de arrefecimento integrado. No primeiro produto, estudou-se a transferência de calor através da manta, quando utilizada durante um período de repouso. Nestas análises verificou-se que, a oscilação de temperaturas na pele do utilizador pode ser atenuada através da diminuição do espaçamento entre os fios de aquecimento. Porém, a distância entre fios que garante uma temperatura na pele dentro de uma gama de conforto, é muito reduzida, não sendo possível adotar esta solução, visto que tal tornaria a estrutura da manta demasiadamente rígida e pesada. Em alternativa, afastaram-se os elementos de aquecimento da pele e avaliaram-se mais configurações para a manta, fazendo variar a resistência térmica das duas camadas da manta. Durante estas análises concluiu-se que, o sistema de aquecimento deve debitar um fluxo de calor constante nos períodos de tempo em que a temperatura do fio se mantém dentro de uma gama de temperatura pré-estabelecida. Esta gama deve ser definida em função das propriedades térmicas das camadas em torno dos elementos de aquecimento. A informação resultante dos estudos numéricos foi utilizada para construir um protótipo cujo desempenho térmico foi testado com recurso a um manequim térmico.

No segundo produto (casaco com sistema de arrefecimento integrado), o desempenho do sistema de arrefecimento foi avaliado num cenário quente, situação em que o corpo remove calor pela pele através da evaporação do suor. Nestas condições, estudou-se o efeito das propriedades do têxtil (tortuosidade, fração de fibra e *regain* das fibras) e do caudal de ar do sistema de ventilação para promover a remoção do suor da pele. Nos resultados obtidos verificou-se que, para potenciar o arrefecimento do corpo, deve-se utilizar uma peça de vestuário com reduzida fração de fibra e baixa tortuosidade e fibras pouco higroscópicas, enquanto o sistema de arrefecimento deve garantir um elevado caudal de ar ao longo da pele.

Em ambos os casos, o trabalho numérico permitiu obter informação sobre diferentes formas de influenciar/otimizar o desempenho dos produtos analisados.



## 8.5 REFERÊNCIAS

- [1] B. M. N. R. de Carvalho, F. A. D. S. Simões, R. P. P. Dias, "EP 1 679 984 B1 - Autonomous garment with active thermal control and powered by solar cells," 2008.
- [2] N. Sarier, E. Onder, "Organic phase change materials and their textile applications: An overview," *Thermochimica Acta*, vol. 540, 2012, pp. 7–60.
- [3] B. Pause, "Nonwoven protective garments with thermo-regulating properties," *Journal of Industrial Textiles*, vol. 33, no. 2, 2003, pp. 93–99.
- [4] B. Ying, Y. Kwok, Y. Li, Q. Zhu, C. Yeung, "Assessing the performance of textiles incorporating phase change materials," *Polymer Testing*, vol. 23, no. 5, 2004, pp. 541–549.
- [5] R. E. Reinertsen, F. Hilde, K. Holbo, R. Nesbakken, J. Reitan, A. Royset, M. S. Le Thi, "Optimizing the Performance of Phase-Change Materials in Personal Protective Clothing Systems," *International journal of occupational safety and ergonomics (JOSE)*, vol. 14, no. 1, 2008, pp. 43–53.
- [6] C. A. J. Hickey, A. A. J. Woodward, W. E. Hanlon, *A pilot study to determine the thermal protective capability of electrically heated clothing and boot inserts*. Maryland, U.S.A. , 1993, p. 7.
- [7] F. Wang, "Evaluation of the performances of electrically heated clothing," Lund University, 2010, p. 10,12,13.
- [8] A. Callerio, "EP 0 490 347 A1 - Cooling garment, particularly of the jacket type or the like," 1991.
- [9] M. Zhao, C. Gao, F. Wang, K. Kuklane, I. Holmér, J. Li, "A study on local cooling of garments with ventilation fans and openings placed at different torso sites," *International Journal of Industrial Ergonomics*, vol. 43, no. 3, 2013, pp. 232–237.
- [10] F. Wang, H. Lee, "Evaluation of an electrically heated vest (EHV) using a thermal manikin in cold environments.," *The Annals of occupational hygiene*, vol. 54, no. 1, 2010, pp. 117–24.
- [11] S. Couto, J. B. L. M. Campos, T. S. Mayor, "On the performance of a mitt heating multilayer: a numerical study," *International Journal of Clothing Science and Technology*, vol. 23, no. 5, 2011, pp. 373–387.
- [12] N. Pan, P. Gibson, *Thermal and moisture transport in fibrous materials*, First ed. Wookhead Publishing Limited, 2006, pp. 427, 442, 573.
- [13] E. W. Rosenberg, H. Blank, S. Resnik, "Sweating and water loss through the skin," *J. A. M. A.*, vol. 179, no. 10, 1962, pp. 809–11.
- [14] H. Tokura, M. Shimomoto, T. Tsurutani, T. Ohta, "Circadian variation of insensible perspiration in man," *International journal of biometeorology*, vol. 22, no. 4, 1978, pp. 271–8.

- [15] J. E. Greenleaf, T. Hutchinson, M. Shaffer-Bailey, R. Looft-Wilson, "Exercise thermoregulation after 6h of chair rest, 6 degrees head-down bed-rest, and water immersion deconditioning in men," *European journal of applied physiology and occupational physiology*, vol. 72, no. 4, 1996, p. 305.
- [16] "Ergonomics of the thermal environment - Estimation of thermal insulation and water vapour resistance of a clothing ensemble -ISO 9920," p. 78, 2008.
- [17] K. Parsons, *Human thermal environments*, Second edi. Taylor & Francis, 2003, pp. 39, 42, 69, 141, 159, 355.
- [18] "Diário da república - I série A- Capítulo V, Artigo 14º, alínea a)," pp. 2468–2513, 2006.
- [19] D. Ding, T. Tang, G. Song, A. MacDonald, "Characterizing the performance of a single-layer fabric system through a heat and mass transfer model - Part II: Thermal and evaporative resistances," *Textile Research Journal*, vol. 81, no. 9, 2011, pp. 945–958.
- [20] D. Ding, T. Tang, G. Song, A. MacDonald, "Characterizing the performance of a single-layer fabric system through a heat and mass transfer model - Part I: Heat and mass transfer model," *Textile Research Journal*, vol. 81, no. 4, 2010, pp. 398–411.
- [21] A. Ghazy, "Air gap in protective clothing during flash fire exposure," University of Saskatchewan, 2011, p. 20.
- [22] P. Gibson, M. Charmchi, "The Use of Volume-Averaging Techniques to Predict Temperature Transients Due to Water Vapor Sorption in Hygroscopic Porous Polymer Materials," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 64, no. 3, 1997, pp. 493–505.
- [23] Y. A. Çengel, *Heat and Mass Transfer - A practical approach*, Third edit. 2007, pp. 374, 385, 468, 478, 759, 761.
- [24] R. F. Goldman, B. Kampmann, "Handbook on clothing," em *Biomedical Research*, Second., 2007, pp. 1–3.
- [25] I. Holmér, H. O. N. Nilsson, "Thermal Manikin Testing 3IMM," em *Proceedings of the 3rd International Meeting on Thermal Manikin Testing 3IMM*, 2000, p. 118.
- [26] "ISO 8996:2004(E) - Ergonomics of the thermal environment — Determination of metabolic rate," vol. 44, no. 0, 2004.
- [27] P. Gibson, M. Charmchi, "The use of volume-averaging techniques to predict temperature transients due to water vapor sorption in hygroscopic porous polymer materials," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 64, no. 3, 1997, pp. 493–505.
- [28] J. R. Lawson, W. D. Walton, N. P. Bryner, F. K. Amon, *Estimates of thermal properties for fire fighters' protective clothing materials*. 2005, p. 5,6.
- [29] "BS EN 13537:2002 - Requirements for sleeping bags," 2002.

- [30] P. W. Gibson, M. Charmchi, "Modeling Convection/Diffusion Processes in Porous Textiles with Inclusion of Humidity-Dependent Air Permeability," *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, vol. 24, no. 5, 1997, pp. 709–724.



## **9. CONCLUSÕES E TRABALHO FUTURO**

Neste capítulo sumarizam-se as principais conclusões desta tese e apresentam-se sugestões de trabalho futuro.

### **9.1 CONCLUSÕES**

Nesta tese, desenvolveram-se ferramentas numéricas que permitem avaliar o desempenho de peças de vestuário em diferentes cenários de utilização, desde um indivíduo em repouso a um atleta a realizar uma atividade física intensa. Os modelos desenvolvidos permitem analisar várias propriedades do vestuário, relacionadas com a estrutura do material (p. ex. porosidade e tortuosidade) e o tipo de fibras utilizadas (p. ex. capacidade para sorver água) e assim avaliar a sua influência sobre as taxas de transporte de calor e massa no vestuário. Neste trabalho concluiu-se que um desajuste nas propriedades do têxtil e nos coeficientes de transferência influenciam claramente as previsões de temperatura e de taxa de sorção de água no vestuário. Por essa razão, definiram-se procedimentos experimentais para determinar todos os parâmetros necessários para simular o transporte de calor e massa em vestuário, tendo em consideração a presença de água acumulada nas fibras do têxtil. Tal, permitiu melhorar a precisão das medições e aumentar a representatividade das previsões resultantes.

Durante este projeto, numa primeira fase, procurou-se identificar as características do vestuário multicamada que influenciam as trocas de calor e massa com o corpo, quando o utilizador realiza atividade física com diferentes níveis de intensidade (e libertação de calor/suor). Os resultados obtidos mostram que a espessura do vestuário, a condutividade da fibra e a emissividade da superfície externa do vestuário têm uma influência determinante no evoluir da temperatura na pele, ao longo do tempo. Pelo contrário, a tortuosidade e calor específico das fibras apresentam um efeito menos significativo nas taxas de transporte através do vestuário. Por outro lado, concluiu-se que a higroscopicidade das fibras e a fração de fibra influenciam a concentração e distribuição de água no têxtil.

Numa segunda fase, desenvolveu-se uma forma de incorporar o efeito da termorregulação do utilizador-alvo nas análises sobre o desempenho das peças de vestuário. Para tal, implementou-se um modelo de termorregulação e desenvolveu-se uma estratégia para articular este modelo com o modelo de transferência de calor e massa através das camadas do têxtil. Numa primeira análise, utilizou-se o modelo de termorregulação para estudar a influência das propriedades do vestuário, nomeadamente a resistência térmica e o índice de permeabilidade ao vapor de água, sobre a resposta do organismo. Os resultados mostram que as propriedades das peças que cobrem a cabeça e o peito influenciam substancialmente a resposta das restantes zonas do corpo, pelo que, na estratégia de articulação optou-se por implementar a interligação entre os dois modelos na região do peito, assumindo-se como constantes as propriedades da peça de vestuário em torno das restantes regiões do corpo. A articulação entre modelos tornou desnecessário especificar condições fronteira na pele, na análise do transporte de calor e massa através do vestuário, e permitiu considerar o efeito da variação das propriedades da peça de vestuário (resistências térmica e evaporativa), sobre a termorregulação do corpo humano. Esta estratégia permite aproximar as abordagens numéricas para previsão do desempenho de produtos a utilizações reais, o que contribui para aumentar a representatividade dos resultados.

Os modelos desenvolvidos foram utilizados para estudar e otimizar o desempenho térmico de dois produtos: uma manta com elementos de aquecimento e um casaco com um sistema de arrefecimento integrado. No primeiro produto, estudou-se o efeito de várias propriedades dos materiais constituintes da manta, condutividade térmica das fibras e espessura das camadas, e avaliaram-se diferentes condições de operação para os elementos de aquecimento, potências de funcionamento e temperaturas de operação. A informação resultante permitiu otimizar o produto em questão e pré-especificar as características de um protótipo a construir, para posterior avaliação em condições de utilização através de um manequim térmico. No segundo produto, estudou-se o efeito das características e propriedades do material do casaco sobre as trocas de calor e remoção de suor na pele do utilizador, e analisou-se o efeito do sistema de arrefecimento integrado sobre a remoção do suor da pele.

Em ambos os casos, o trabalho numérico permitiu obter informação sobre diferentes formas de influenciar/otimizar o desempenho dos produtos analisados.

## 9.2 TRABALHO FUTURO

Nesta tese de doutoramento desenvolveu-se uma ferramenta que permite estudar o efeito da termorregulação do utilizador-alvo sobre o desempenho dos produtos, assim como a influência das propriedades do vestuário (função do teor de água/suor retido) sobre a resposta do organismo. Como trabalho futuro será interessante revisitar todas as simulações aqui reportadas e avaliar o desempenho de diferentes peças de vestuário, tendo em consideração a termorregulação do corpo. Será igualmente interessante estudar a estratégia de articulação do modelo de termorregulação com o de transferência de calor e massa através de têxteis, em múltiplas regiões do corpo em simultâneo. Tal permitirá estudar a interdependência entre o desempenho do vestuário e o estado térmico do corpo, em cenários ainda mais realistas.

O modelo desenvolvido para estudar o efeito da condensação e evaporação de água dentro do vestuário poderá ser melhorado para permitir modelizar o transporte de água livre através do têxtil (p. ex. por capilaridade ou convecção forçada). Tal, permitirá estudar o efeito do movimento do condensado sobre os perfis de temperatura e taxas de transporte no vestuário.

Por fim, seria interessante expandir a abordagem desenvolvida para geometrias mais complexas (por exemplo em 2D/3D) de forma a permitir analisar cenários de utilização mais próximos da utilização final, em que poderá ser relevante ter em consideração o efeito da orientação relativamente à gravidade, o efeito da convecção natural dentro e em torno do vestuário, ou, em última análise, o movimento do vestuário em relação ao corpo do seu utilizador.





## ANEXO A. AVALIAÇÃO DE EXPRESSÕES QUE DESCREVEM A CONDUTIVIDADE EFETIVA DE UM TÊXTIL

### A.1 ABORDAGEM DE MAXWELL

Como referido por Progelhof *et al.* [1], Maxwell deduziu a seguinte expressão que traduz a condutividade efetiva ( $k_{\text{ef}}$ ) de um compósito constituído por duas fases, contínua (índice *cont*) e discreta (índice *disc*),

$$k_{\text{ef}} = k_{\text{cont}} \cdot \left[ \frac{(p+1) + (p-1) \cdot \varepsilon_{\text{disc}}}{(p+1) - (p-1) \cdot \varepsilon_{\text{disc}}} \right] \quad (\text{A.1})$$

em que  $k_{\text{cont}}$  é a condutividade térmica da fase contínua,  $\varepsilon_{\text{disc}}$  a fração volúmica da fase discreta e  $p$  a razão entre a condutividade térmica da fase discreta e a da fase contínua. Ao desenvolver a equação anterior obtém-se,

$$\begin{aligned} k_{\text{ef}} &= k_{\text{cont}} \cdot \left[ \frac{\left( \frac{k_{\text{disc}}}{k_{\text{cont}}} + 1 \right) + \left( \frac{k_{\text{disc}}}{k_{\text{cont}}} - 1 \right) \cdot \varepsilon_{\text{disc}}}{\left( \frac{k_{\text{disc}}}{k_{\text{cont}}} + 1 \right) - \left( \frac{k_{\text{disc}}}{k_{\text{cont}}} - 1 \right) \cdot \varepsilon_{\text{disc}}} \right] \\ &= k_{\text{cont}} \cdot \left[ \frac{k_{\text{disc}} + k_{\text{cont}} + (k_{\text{disc}} - k_{\text{cont}}) \cdot \varepsilon_{\text{disc}}}{k_{\text{disc}} + k_{\text{cont}} - (k_{\text{disc}} - k_{\text{cont}}) \cdot \varepsilon_{\text{disc}}} \right] \\ &= k_{\text{cont}} \cdot \left[ \frac{(1 + \varepsilon_{\text{disc}}) \cdot k_{\text{disc}} + (1 - \varepsilon_{\text{disc}}) \cdot k_{\text{cont}}}{(1 - \varepsilon_{\text{disc}}) \cdot k_{\text{disc}} + (1 + \varepsilon_{\text{disc}}) \cdot k_{\text{cont}}} \right] \end{aligned} \quad (\text{A.2})$$

Na equação A.2, ao considerar que o compósito é neste caso um têxtil, em que a fase contínua é o gás (vapor de água + ar + inertes) e a fase discreta é a fase sólida do têxtil (água retida na fibra + fibra) obtém-se a expressão da condutividade efetiva, utilizada por Gibson (equação A.3; [2]).

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_{\text{disc}} \rightarrow \varepsilon_{\sigma} = \varepsilon_{\text{bw}} + \varepsilon_{\text{ds}} ; 1 = \varepsilon_{\sigma} + \varepsilon_{\gamma} \\ k_{\text{disc}} \rightarrow k_{\sigma} \\ k_{\text{cont}} \rightarrow k_{\gamma} \end{array} \right\}$$

$$k_{\text{ef}} = k_{\gamma} \cdot \left[ \frac{(1 + \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\sigma} + (1 - \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\gamma}}{(1 - \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\sigma} + (1 + \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\gamma}} \right] = k_{\gamma} \cdot \left[ \frac{(1 + \varepsilon_{\text{bw}} + \varepsilon_{\text{ds}}) \cdot k_{\sigma} + \varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\gamma}}{\varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\sigma} + (1 + \varepsilon_{\text{bw}} + \varepsilon_{\text{ds}}) \cdot k_{\gamma}} \right] \quad (\text{A.3})$$

## A.2 PARTICULARIDADE DA EQUAÇÃO DE MILITKÝ

Para determinar a condutividade efetiva de um têxtil, Militký [3] apresenta uma expressão que considera a orientação das fibras em relação à direção de transferência de calor (i.e. fator  $z$ ; equação A.4),

$$k_{\text{ef}} = k_{\sigma} + \frac{k_{\gamma} - k_{\sigma}}{1 + \frac{\varepsilon_{\sigma}}{\varepsilon_{\gamma}} \cdot \left[ 1 + z \cdot \frac{k_{\gamma} - k_{\sigma}}{k_{\gamma} + k_{\sigma}} \right]} \quad (\text{A.4})$$

A equação anterior apresenta uma particularidade quando o fator  $z$  é igual a 1 (fibras orientadas perpendicularmente em relação à direção de transferência de calor [3]). Nesta situação, a equação passa a ser equivalente à equação de Maxwell (equação A.5).

$$k_{\text{ef}} = k_{\gamma} \cdot \left[ \frac{(1 + \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\sigma} + \varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\gamma}}{\varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\sigma} + (1 + \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\gamma}} \right] \quad (\text{A.5})$$

A derivação da equação de Maxwell a partir da equação de Militký ( $z = 1$ ; equação A.4) é apresentada em A.6.

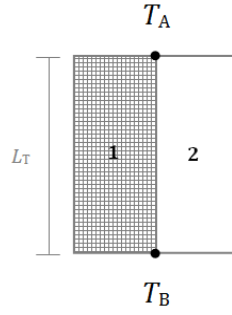
$$\begin{aligned}
k_{\text{ef}}^{(z=1)} &= k_{\sigma} + \frac{k_{\gamma} - k_{\sigma}}{1 + \frac{\varepsilon_{\sigma}}{\varepsilon_{\gamma}} \cdot \left[ 1 + 1 \cdot \frac{k_{\gamma} - k_{\sigma}}{k_{\gamma} + k_{\sigma}} \right]} = k_{\sigma} + \frac{\varepsilon_{\gamma} \cdot (k_{\gamma} - k_{\sigma})}{\varepsilon_{\gamma} + \varepsilon_{\sigma} \cdot \left[ 1 + \frac{k_{\gamma} - k_{\sigma}}{k_{\gamma} + k_{\sigma}} \right]} \\
&= k_{\sigma} + \frac{\varepsilon_{\gamma} \cdot (k_{\gamma} - k_{\sigma})}{\frac{\varepsilon_{\gamma} \cdot (k_{\gamma} + k_{\sigma}) + \varepsilon_{\sigma} \cdot (k_{\gamma} + k_{\sigma} + k_{\gamma} - k_{\sigma})}{k_{\gamma} + k_{\sigma}}} = k_{\sigma} + \frac{\varepsilon_{\gamma} \cdot (k_{\gamma} - k_{\sigma}) \cdot (k_{\gamma} + k_{\sigma})}{\varepsilon_{\gamma} \cdot (k_{\gamma} + k_{\sigma}) + 2 \cdot \varepsilon_{\sigma} \cdot k_{\gamma}} \\
&= k_{\sigma} + \frac{\varepsilon_{\gamma} \cdot (k_{\gamma} - k_{\sigma}) \cdot (k_{\gamma} + k_{\sigma})}{\varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\sigma} + (\varepsilon_{\gamma} + 2 \cdot \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\gamma}} = \frac{k_{\sigma} \cdot \{ \varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\sigma} + (\varepsilon_{\gamma} + 2 \cdot \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\gamma} \} + \varepsilon_{\gamma} \cdot (k_{\gamma} - k_{\sigma}) \cdot (k_{\gamma} + k_{\sigma})}{\varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\sigma} + (\varepsilon_{\gamma} + 2 \cdot \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\gamma}} \quad (\text{A.6}) \\
&= \frac{k_{\sigma}^2 \cdot \varepsilon_{\gamma} + k_{\sigma} \cdot \varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\gamma} + 2 \cdot k_{\sigma} \cdot \varepsilon_{\sigma} \cdot k_{\gamma} + \varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\gamma}^2 + \varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\gamma} \cdot k_{\sigma} - \varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\gamma} \cdot k_{\sigma} - k_{\sigma}^2 \cdot \varepsilon_{\gamma}}{\varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\sigma} + (\varepsilon_{\gamma} + 2 \cdot \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\gamma}} \\
&= \frac{k_{\sigma} \cdot \varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\gamma} + 2 \cdot k_{\sigma} \cdot \varepsilon_{\sigma} \cdot k_{\gamma} + \varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\gamma}^2}{\varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\sigma} + (\varepsilon_{\gamma} + 2 \cdot \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\gamma}} \stackrel{\begin{cases} \varepsilon_{\gamma} + \varepsilon_{\sigma} = 1 \\ 1 + \varepsilon_{\sigma} = \varepsilon_{\gamma} + 2\varepsilon_{\sigma} \end{cases}}{=} k_{\gamma} \cdot \left[ \frac{(1 + \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\sigma} + \varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\gamma}}{\varepsilon_{\gamma} \cdot k_{\sigma} + (1 + \varepsilon_{\sigma}) \cdot k_{\gamma}} \right]
\end{aligned}$$

### A.3 TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM PARALELO

Considere-se um compósito constituído por dois tipos de materiais 1 e 2. O volume total do compósito ( $V_T$ ) corresponde à soma dos volumes de ambos os materiais e, por conseguinte, a fração volúmica de cada material ( $\varepsilon_j$ ;  $j$  – material 1 ou 2) é descrita pela equação A.7.

$$\varepsilon_j = \frac{V_j}{V_T} = \frac{V_j}{V_1 + V_2} \quad (\text{A.7})$$

Caso se considere que o compósito é constituído por dois tipos de materiais sobrepostos ao longo da direção vertical (Figura A.1), com comprimento igual ( $L_1=L_2=L_T$ ) mas áreas de transferência diferentes ( $A_T=A_1+A_2$ ), a fração volúmica de cada material é determinada segundo a equação A.8.



**Figura A.1 – Compósito constituído por dois tipos de materiais sobrepostos; transferência de calor ocorre em paralelo**

$$\varepsilon_j = \frac{V_j}{V_1 + V_2} = \frac{A_j \cdot L_j}{A_1 \cdot L_1 + A_2 \cdot L_2} = \frac{A_j}{A_1 + A_2} = \frac{A_j}{A_T} \quad (\text{A.8})$$

O calor total ( $Q$ ) transferido por condução unidirecional entre as superfícies A e B do compósito é igual à soma do calor transferido pelo material 1 com o calor transferido pelo material 2,

$$Q = Q_1 + Q_2 \Rightarrow k_{\text{ef}} \cdot \frac{A_T}{L_T} \cdot (T_A - T_B) = k_1 \cdot \frac{A_1}{L_1} \cdot (T_A - T_B) + k_2 \cdot \frac{A_2}{L_2} \cdot (T_A - T_B) \quad (\text{A.9})$$

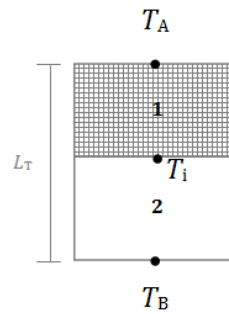
Na equação A.9, os comprimentos de cada uma das camadas são iguais ao comprimento do compósito ( $L_1 = L_2 = L_T$ ). Ao manipular a equação anterior de modo a obter uma relação entre a condutividade efetiva do compósito e a condutividade de cada componente obtém-se a seguinte expressão,

$$\begin{aligned} \frac{k_{\text{ef}} \cdot A_T}{L_T} &= \frac{k_1 \cdot A_1}{L_1} + \frac{k_2 \cdot A_2}{L_2} \quad (L_T = L_1 = L_2) \Rightarrow k_{\text{ef}} = k_1 \cdot \frac{A_1}{A_T} + k_2 \cdot \frac{A_2}{A_T} \\ &\quad (\varepsilon_i = A_i / A_T; i=1,2) \Rightarrow k_{\text{ef}} = k_1 \cdot \varepsilon_1 + k_2 \cdot \varepsilon_2 \end{aligned} \quad (\text{A.10})$$

A equação A.10 traduz a condutividade efetiva de um compósito constituído por dois componentes em que a transferência de calor ocorre em paralelo.

## A.4 TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM SÉRIE

Considere-se que o compósito é composto por dois tipos de materiais, dispostos consecutivamente, onde a transferência de calor ocorre em série, entre as superfícies A e B (Figura A.2).



**Figura A.2 – Compósito constituído por dois tipos de materiais, dispostos consecutivamente; transferência de calor ocorre em série**

Considere-se que a área de transferência dos materiais é igual ( $A_1=A_2= A_T$ ), enquanto o comprimento de cada um pode ser diferente ( $L_T=L_1+L_2$ , Figura A.2). Assim sendo, a fração volúmica de cada material passa a variar apenas com o comprimento (equação A.11), segundo a expressão,

$$\varepsilon_j = \frac{V_j}{V_1 + V_2} = \frac{A_j \cdot L_j}{A_1 \cdot L_1 + A_2 \cdot L_2} = \frac{L_j}{L_1 + L_2} \quad (\text{A.11})$$

Em estado estacionário, o calor transferido através dos materiais (1 e 2, Figura A.2) é o mesmo ( $Q_1=Q_2$ ), variando em função da temperatura assim como da condutividade e comprimento de cada material, de acordo com a lei de Fourier,

$$Q_1 = k_1 \cdot \frac{A_1}{L_1} \cdot (T_A - T_i) \quad (\text{A.12})$$

em que  $Q_1$  é o calor transferido através do material 1,

$$Q_2 = k_2 \cdot \frac{A_2}{L_2} \cdot (T_i - T_B) \quad (\text{A.13})$$

em que  $Q_2$  é o calor transferido através do material 2.

Sabendo que  $Q_1=Q_2$ , por manipulação algébrica das equações A.12 e A.13, obtém-se,

$$Q_T = \frac{1}{\left[ \left( \frac{L_1}{k_1 \cdot A_1} \right) + \left( \frac{L_2}{k_2 \cdot A_2} \right) \right]} \cdot (T_A - T_B) \quad (\text{A.14})$$

em que  $Q_T$  é o calor transferido através do compósito, descrito pela seguinte equação,

$$Q_T = \frac{k_{\text{ef}}}{L_T} \cdot (T_A - T_B) \cdot A_T \quad (\text{A.15})$$

Ao igualar a equação A.14 à equação A.15 obtém-se uma relação entre a condutividade efetiva do compósito ( $k_{\text{ef}}$ ) com as propriedades de cada camada,

$$\frac{k_{\text{ef}} \cdot A_T}{L_T} = \frac{1}{\left[ \left( \frac{L_1}{k_1 \cdot A_1} \right) + \left( \frac{L_2}{k_2 \cdot A_2} \right) \right]} \quad (\text{A.16})$$

As áreas de transferência de cada camada de material são iguais à área do compósito ( $A_1=A_2= A_T$ ), pelo que, estas se anulam. Assim, ao reescrever o inverso da equação A.16, obtém-se,

$$\frac{L_T}{k_{\text{ef}}} = \frac{L_1}{k_1} + \frac{L_2}{k_2} \quad (\text{A.17})$$

de onde se retira a expressão da condutividade efetiva do compósito em função da fração volumica e da condutividade de cada material que constitui o compósito (equação A.18).

$$\begin{aligned} \frac{1}{k_{\text{ef}}} &= \frac{L_1}{L_1 + L_2} \cdot \frac{1}{k_1} + \frac{L_2}{L_1 + L_2} \cdot \frac{1}{k_2} \Leftrightarrow \\ \frac{1}{k_{\text{ef}}} &= \frac{\varepsilon_1}{k_1} + \frac{\varepsilon_2}{k_2} \end{aligned} \quad (\text{A.18})$$

A equação A.18 traduz a condutividade efetiva de um compósito constituído por dois componentes em que a transferência de calor ocorre em série.

## A.5 ABORDAGEM DE LEWIS-NIELSEN

A equação proposta por Lewis e Nielsen (equação A.19) permite calcular a condutividade efetiva de um compósito, constituído por dois materiais.

$$k_{\text{ef}} = k_{\gamma} \cdot \left[ \frac{1 + B \cdot C \cdot \varepsilon_{\sigma}}{1 - C \cdot \varepsilon_{\sigma} \cdot \beta} \right] \quad (\text{A.19})$$

Na equação A.19, o índice  $\sigma$  corresponde à fase sólida e o índice  $\gamma$  à fase gasosa (considera-se que o compósito é na realidade um têxtil),  $k_{\gamma}$  é a condutividade do gás,  $\varepsilon_{\sigma}$  é a fração volúmica da fase sólida,  $B$  é uma constante que depende da geometria das fibras que constituem o têxtil e  $C$  e  $\beta$  são determinados segundo as equações A.20 e A.21, respetivamente.

$$C = \frac{k_{\sigma} - k_{\gamma}}{k_{\sigma} + B \cdot k_{\gamma}} \quad (\text{A.20})$$

$$\beta = 1 + \left( \frac{1 - \phi_m}{\phi_m^2} \right) \cdot \varepsilon_{\sigma} \quad (\text{A.21})$$

Note-se que na equação A.20,  $k_{\sigma}$  é a condutividade da fase sólida enquanto na equação A.21,  $\phi_m$  é um parâmetro que considera a geometria assim como a orientação das fibras do têxtil. No caso limite em que se considera que o volume do têxtil é constituído apenas por ar, não existindo fase sólida ( $\varepsilon_{\gamma}=1$  e  $\varepsilon_{\sigma}=0$ ), a condutividade efetiva do têxtil corresponderá à condutividade do gás, o que se verifica quando se considera  $\varepsilon_{\sigma}=0$  na equação A.19. No outro caso limite, em que apenas existe a fase sólida ( $\varepsilon_{\sigma}=1$ ), a condutividade efetiva do têxtil iguala a condutividade da fase sólida quando se considera que  $k_{\gamma}$  é igual a  $k_{\sigma}$  (equação A.22), ou seja, quando apenas existe uma fase. O mesmo acontece caso o parâmetro  $\phi_m$ , função da geometria e orientação das fibras, seja igual a 1. Porém, o valor máximo deste parâmetro reportado na literatura é 0,907 [1] e, como tal, esta condição nunca se verifica.

Neste capítulo verificou-se que a equação deduzida por Lewis e Nielsen, traduz a condutividade efetiva do têxtil em toda a gama de valores das frações de gás.

$$\begin{aligned}
k_{\text{ef}}|_{(\varepsilon_\sigma=1)} &= k_\gamma \cdot \left[ \frac{1+B \cdot C}{1-C \cdot \beta} \right] \quad \left\{ \begin{array}{l} \beta=1+\frac{1-\phi_m}{\phi_m^2} \cdot \phi_m^2+1-\phi_m \\ C=\frac{k_\sigma-k_\gamma}{k_\sigma+B \cdot k_\gamma} \end{array} \right. \Rightarrow k_{\text{ef}}|_{(\varepsilon_\sigma=1)} = k_\gamma \cdot \left[ \frac{1+B \cdot \left( \frac{k_\sigma-k_\gamma}{k_\sigma+B \cdot k_\gamma} \right)}{1-\left( \frac{k_\sigma-k_\gamma}{k_\sigma+B \cdot k_\gamma} \right) \cdot \left( \frac{\phi_m^2+1-\phi_m}{\phi_m^2} \right)} \right] \\
k_{\text{ef}}|_{(\varepsilon_\sigma=1)} &= k_\gamma \cdot \left[ \frac{\frac{\{k_\sigma+B \cdot k_\gamma+B \cdot (k_\sigma-k_\gamma)\}}{(k_\sigma+B \cdot k_\gamma)}}{\frac{\{\phi_m^2 \cdot (k_\sigma+B \cdot k_\gamma)-(k_\sigma-k_\gamma) \cdot (\phi_m^2+1-\phi_m)\}}{\{\phi_m^2 \cdot (k_\sigma+B \cdot k_\gamma)\}}} \right] \\
&= k_\gamma \cdot \left[ \frac{\phi_m^2 \cdot \{k_\sigma+B \cdot k_\gamma+B \cdot (k_\sigma-k_\gamma)\}}{\phi_m^2 \cdot (k_\sigma+B \cdot k_\gamma)-(k_\sigma-k_\gamma) \cdot (\phi_m^2+1-\phi_m)} \right] \\
&= k_\gamma \cdot \left[ \frac{\phi_m^2 \cdot k_\sigma \cdot (1+B)}{k_\gamma \cdot \{\phi_m^2 \cdot (1+B)+1-\phi_m\}-k_\sigma \cdot (1-\phi_m)} \right] \\
&\quad \left\{ \begin{array}{l} \beta=1+\frac{1-\phi_m}{\phi_m^2} \cdot \phi_m^2 \\ \beta+B=\frac{\phi_m^2 \cdot (1+B)+1-\phi_m}{\phi_m^2} \end{array} \right. = k_\gamma \cdot \left[ \frac{\phi_m^2 \cdot k_\sigma \cdot (1+B)}{k_\gamma \cdot \phi_m^2 \cdot (\beta+B)-k_\sigma \cdot (1-\phi_m)} \right] = k_\sigma \cdot \left( \frac{\phi_m^2 \cdot (1+B)}{\phi_m^2 \cdot (\beta+B)-\frac{k_\sigma}{k_\gamma} \cdot (1-\phi_m)} \right) \\
\text{Para } k_{\text{ef}}=k_\sigma &\rightarrow \frac{\phi_m^2 \cdot (1+B)}{\phi_m^2 \cdot (\beta+B)-\frac{k_\sigma}{k_\gamma} \cdot (1-\phi_m)} = 1 \Leftrightarrow \phi_m^2 \cdot (1+B) = \phi_m^2 \cdot (\beta+B) - \frac{k_\sigma}{k_\gamma} \cdot (1-\phi_m) \\
\Leftrightarrow (1+B) &= (\beta+B) - \frac{k_\sigma}{k_\gamma} \cdot \frac{(1-\phi_m)}{\phi_m^2} \quad \left\{ \begin{array}{l} \beta=1+\frac{1-\phi_m}{\phi_m^2} \cdot \phi_m^2 \end{array} \right. \Leftrightarrow (1+B) = (\beta+B) - \frac{k_\sigma}{k_\gamma} \cdot (\beta-1) \\
\Leftrightarrow (\beta-1) - \frac{k_\sigma}{k_\gamma} \cdot (\beta-1) &= 0 \Leftrightarrow (\beta-1) \cdot \left( 1 - \frac{k_\sigma}{k_\gamma} \right) = 0 \rightarrow \begin{cases} \frac{k_\sigma}{k_\gamma} = 1 \\ \beta = 1 \Rightarrow \phi_m = 1 \end{cases} \quad (\text{A.22})
\end{aligned}$$



## A.6 AVALIAÇÃO DOS MODELOS COM RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Neste anexo, pretende-se identificar uma expressão, o mais genérica possível, para estimar a condutividade efetiva de têxteis. Para tal, avaliaram-se vários modelos (equações 3.3, 3.7 – 3.10), usando valores experimentais, obtidos para diferentes tipos de têxteis.

### A.6.1 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Nas equações em análise (3.3, 3.7 – 3.10), a condutividade efetiva do têxtil é função da fração de gás (i.e. porosidade). Por essa razão, para proceder à comparação entre as previsões para a condutividade efetiva do têxtil e os resultados experimentais, foi necessário determinar além da condutividade, também a porosidade do têxtil. Ao determinar estes parâmetros, é necessário ter em consideração a sua dependência relativamente à quantidade de água presente no têxtil. Dependendo do carácter hidrofílico de cada material, o têxtil sorve mais/menos água, o que leva a um aumento/diminuição da condutividade efetiva do têxtil e consequente diminuição/aumento da porosidade do têxtil. Por essa razão, antes de realizar alguma medição é necessário deixar as amostras estabilizar num meio com temperatura e humidade relativa constantes, neste caso a 20 °C e 65 % de humidade relativa. Em condições de equilíbrio térmico e mássico, é possível estimar a quantidade de água retida no têxtil através da isotérmica de sorção de água na fibra (equação A.23; [4]) e da relação da variável *Regain* com a fração de água retida na fibra ( $\varepsilon_{bw}$ ) e com a fração de sólido do têxtil ( $\varepsilon_{ds}$ ; equação A.24).

$$Regain_{eq} = 0,578 \cdot Regain_{f(\varphi=65\%)} \cdot \varphi \cdot \left[ (0,321 + \varphi)^{-1} + (1,262 - \varphi)^{-1} \right] \quad (A.23)$$

$$Regain_{eq} = \frac{\varepsilon_{bw}|_{eq} \cdot \rho_w}{\varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds}} \quad (A.24)$$

Nas equações anteriores,  $\varphi$  é a humidade relativa e  $Regain_{f(\varphi=65\%)}$  é o *regain* da fibra para humidade relativa de 65% ( $\varphi = 65\%$ ; [5]). A massa volúmica da água ( $\rho_w$ ) e da fibra ( $\rho_{ds}$ ) assim como o *regain* da fibra ( $Regain_f$ ) podem ser estimados com base em valores reportados na literatura (Tabela A.1).

**Tabela A.1 - Propriedades da lã, algodão, poliéster, ar e água utilizados no cálculo da porosidade de cada amostra**

Tipo de material	Parâmetro	Unidade	Valor	Fonte
Lã	$\rho_{ds}$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	1300	[2]
	$k_{ds}$	$\text{W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$	0,20	[2]
	$R_f$	-	0,15	[2]
Algodão	$\rho_{ds}$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	1550	[2]
	$k_{ds}$	$\text{W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$	0,16	[2]
	$R_f$	-	0,07	[2]
Poliéster	$\rho_{ds}$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	1390	[2]
	$k_{ds}$	$\text{W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$	0,140	[2]
	$R_f$	-	0,004	[2]
Ar	$\rho_\gamma$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	1,2	[6]
	$k_\gamma$	$\text{W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$	0,026	[6]
Água	$\rho_w$	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	1000	[6]
	$k_w$	$\text{W}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{m}^{-1}$	0,60	[6]

Os cálculos das frações de fibra ( $\varepsilon_{ds}$ ) e de água retida na fibra ( $\varepsilon_{bw}$ ) baseia-se na equação A.25 e na premissa de que o têxtil é constituído por fibra, ar + vapor de água nos poros e água retida na fibra,

$$\varepsilon_{ds} + \varepsilon_\gamma + \varepsilon_{bw} = 1 \quad (\text{A.25})$$

Ao considerar a equação A.25, acrescenta-se uma nova incógnita: a fração de gás nos poros do têxtil ( $\varepsilon_\gamma$ ). Tal implica considerar mais uma equação que relacione as várias frações dos constituintes do têxtil, como é o caso da massa volúmica efetiva do têxtil ( $\rho_{ef}$ ; equação A.26).

$$\rho_{ef} = \varepsilon_{bw} \cdot \rho_w + \varepsilon_\gamma \cdot \rho_\gamma + \varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds} \quad (\text{A.26})$$

Após determinar experimentalmente a massa volúmica do têxtil (pesagem de um volume conhecido de amostra [7–11]) estão reunidas as condições necessárias para resolver o sistema de equações apresentado (equação A.23 - A.26) e determinar assim a porosidade do têxtil ( $\varepsilon_\gamma$ ).

Para determinar a condutividade efetiva dos têxteis ( $k_{ef}$ ), conduziram-se ensaios experimentais segundo a norma ISO 11092:1993 [12]. A partir destes ensaios, calculou-se

a resistência térmica de cada amostra ( $R_{ct}$ ), que, por definição, é inversamente proporcional à condutividade efetiva do têxtil (equação A.27).

$$R_{ct} = \frac{L}{k_{ef}} \quad (A.27)$$

Na equação A.27,  $L$  corresponde à espessura do têxtil e foi determinada com um medidor de espessuras, exercendo uma pressão constante de 1,1 kPa sobre a amostra [13]. Para o efeito, caracterizaram-se 6 amostras constituídas por diferentes tipos de fibras (lã, algodão e poliéster). As características de cada têxtil analisado encontram-se compiladas na Tabela A.2.

**Tabela A.2 – Características das amostras de lã, algodão e poliéster ( $n= 5$  e nível de confiança 95%)**

Tipo de têxtil	Espessura [mm]	Massa volúmica do têxtil [kg·m <sup>-3</sup> ]	Fração de gás [-]	Condutividade efetiva têxtil [W·K <sup>-1</sup> ·m <sup>-1</sup> ]	$k_{ef} / k_{\sigma}$ [-]
Lã	5,66 ± 0,11	103,6 ± 2,10	0,918 ± 0,019	0,0396 ± 0,0007	0,157 ± 0,004
Algodão	0,55 ± 0,06	350,6 ± 24,40	0,759 ± 0,053	0,0307 ± 0,0034	0,160 ± 0,021
Poliéster	4,29 ± 0,02	61,6 ± 0,50	0,956 ± 0,008	0,0330 ± 0,0043	0,232 ± 0,030
	1,45 ± 0,01	304,5 ± 4,30	0,781 ± 0,011	0,0354 ± 0,0015	0,250 ± 0,011
	3,91 ± 0,04	80,6 ± 1,00	0,943 ± 0,012	0,0331 ± 0,0029	0,233 ± 0,021
	0,68 ± 0,01	228,1 ± 3,50	0,836 ± 0,013	0,0260 ± 0,0004	0,183 ± 0,004

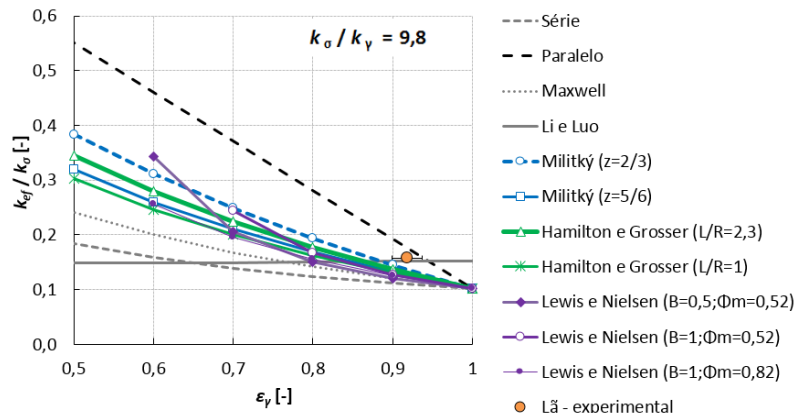
Para comparar os resultados experimentais com os resultados das previsões, calculou-se a condutividade efetiva do têxtil ( $k_{ef}$ ) normalizada pela condutividade da fase sólida ( $k_{\sigma}$ ), obtida através da equação,

$$k_{\sigma} = \frac{k_w \cdot \rho_w \cdot \varepsilon_{bw} + k_{ds} \cdot \rho_{ds} \cdot \varepsilon_{ds}}{\rho_w \cdot \varepsilon_{bw} + \rho_{ds} \cdot \varepsilon_{ds}} \quad (A.28)$$

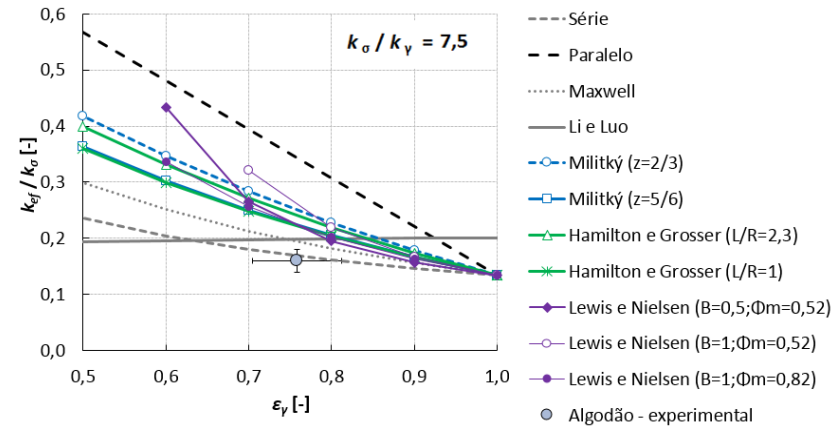
### **A.6.2 COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS EXPERIMENTAIS E AS PREVISÕES DOS MODELOS**

Determinada a condutividade efetiva do têxtil normalizada pela condutividade da fase sólida (Tabela A.2), compararam-se os resultados experimentais com os das previsões dos modelos (Figura A.3). Neste estudo, seguiu-se a abordagem de Gibson e Charmchi [2], Li e Luo [14] e Militký [3], em que o têxtil é constituído por duas fases: fase sólida (água retida na fibra + fibra) e fase gasosa (ar húmido presente nos poros do têxtil). A equação proposta por Prasad [15] (equação 3.4) não foi incluída na análise devido às hipóteses adotadas pelo autor, nomeadamente o facto de considerar que as duas fases que constituem o têxtil são a água e o ar húmido + fibra. Para fazer corresponder esta abordagem às seguidas pelos restantes autores ter-se-iam que assumir novas hipóteses. Além disso, o modelo de Prasad é semelhante à expressão deduzida para a condutividade efetiva de um compósito, quando a transferência de calor ocorre em paralelo (equação 3.7).

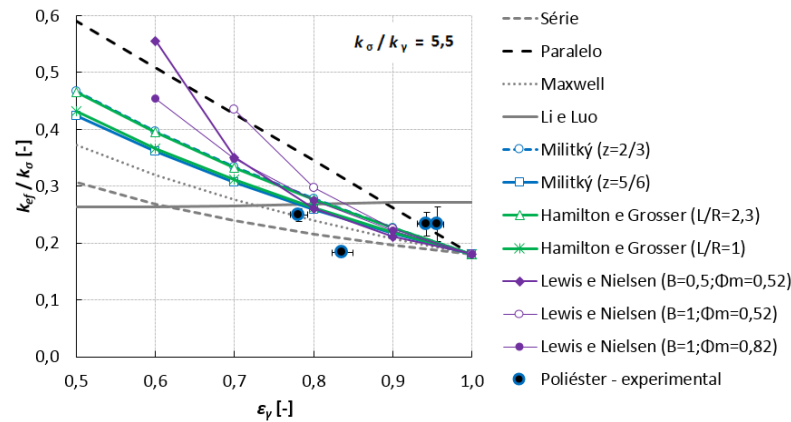
Na Figura A.3 comparam-se os resultados das previsões numéricas com os valores experimentais normalizados (Tabela A.2). A geometria e a orientação das fibras assumidas para a Figura A.3 encontram-se compiladas na Tabela A.3.



(a)



(b)



(c)

Figura A.3 - Condutividade efetiva do têxtil ( $k_{ef}$ ) normalizada pela condutividade da fase sólida ( $k_{\sigma}$ ) em função da fração de gás do têxtil ( $\epsilon_{\gamma}$ ; porosidade), para diferentes modelos de  $k_{ef}$  (equações 3.3 e 3.7 à 3.10); comparação entre os resultados experimentais e os modelos matemáticos: a) lã ( $k_{\sigma}/k_{\gamma} = 9,8$ ); b) algodão ( $k_{\sigma}/k_{\gamma} = 7,5$ ) e c) poliéster ( $k_{\sigma}/k_{\gamma} = 5,5$ ) [intervalo de confiança dos resultados experimentais,  $n=5$  e nível de confiança 95%]

**Tabela A.3 - Geometria e distribuição das fibras consideradas durante a análise dos modelos de Militký, Hamilton e Grosser e Lewis e Nielsen**

Modelo	Equação	Parâmetro	Hipótese
Militký	3.5	$z=2/3$	Fibras distribuídas aleatoriamente.
		$z=5/6$	Metade das fibras encontra-se distribuída aleatoriamente e, a outra metade, é normal à direção da transferência de calor.
		$z=1$ (equação iguala-se à equação de Maxwell)	Fibras encontram-se orientadas perpendicularmente ao sentido de transferência de calor.
Hamilton e Grosser	3.8	$\psi=0,58, n=5,2$	Fibra é cilíndrica e a razão entre o seu comprimento ( $L$ ) e o raio ( $R$ ) é 2,31.
		$\psi=0,84, n=3,6$	Fibra é cilíndrica e a razão entre o seu comprimento ( $L$ ) e o raio ( $R$ ) é 1.
Lewis e Nielsen	3.9	$B=0,5, \Phi_m=0,52$	Trocas de calor ocorrem perpendicularmente à orientação das fibras; fibras distribuídas aleatoriamente em todo o volume.
		$B=1, \Phi_m=0,52$	Trocas de calor ocorrem paralelamente à orientação das fibras e a razão entre o comprimento da fibra e o raio é igual a 1; fibras distribuídas aleatoriamente em todo o volume.
		$B=1, \Phi_m=0,82$	Trocas de calor ocorrem paralelamente à orientação das fibras e a razão entre o comprimento da fibra e o raio é igual a 1; fibras distribuídas aleatoriamente em apenas uma direção.

Na Figura A.3a, verifica-se que a condutividade experimental da lã pode ser determinada com boa precisão através do modelo proposto por Li e Lou (equação 3.5) e com o modelo em paralelo (equação 3.7). No caso do algodão (Figura A.3b), a sua condutividade efetiva pode ser calculada através do modelo em série (equação 3.8). Em ambos os casos, apenas foi possível analisar uma amostra de cada têxtil puro (Tabela A.2), portanto não é possível verificar a adequabilidade dos modelos para reproduzir as condutividades efetivas da lã e do algodão, para diferentes valores de frações de ar húmido. Em relação ao poliéster, foi possível analisar quatro amostras distintas. Na Figura A.3c, comparam-se os resultados obtidos experimentalmente e analiticamente, para frações de ar húmido distintas (Tabela A.2). Ao analisar os resultados experimentais (Figura A.3c), verifica-se que a condutividade normalizada do têxtil pouco varia com o aumento da fração do gás, à exceção de uma das amostras (Tabela A.2). Tal amostra apresentava uma estrutura menos homogênea que as restantes, o que poderá estar na origem deste comportamento desviante. Ao comparar a previsão dos modelos com os resultados experimentais (Figura A.3c), verifica-se que, excetuando uma amostra (Figura A.3c), há alguns modelos que permitem prever a condutividade efetiva do poliéster com razoável precisão, como é o caso do modelo de Maxwell e do modelo em série (equação 3.3 e 3.8, respetivamente).

Em suma, a adequabilidade de cada equação não é evidente. Dos valores reportados na literatura [2, 14–16], a fração de gás de um têxtil pode variar entre 0,2 e 0,9 pelo que, caso se pretenda simular um têxtil que fique com os poros totalmente ocupados por água líquida, a condutividade efetiva do têxtil variará em praticamente toda a gama da fração de gás. Alguns autores optam por calcular a condutividade efetiva através da equação 3.7 [15], outros, ao invés, baseiam-se na equação 3.3 [2, 17] ou então noutras expressões para calcular a condutividade térmica efetiva do têxtil [14, 16, 18]. Em todos estes casos, os resultados da maioria dos modelos são consistentes com resultados experimentais, não sendo por isso possível concluir qual a melhor forma de cálculo. Assim sendo, optou-se por tirar partido da equação 3.3 para calcular a condutividade efetiva do têxtil.





## ANEXO B. CONSIDERAÇÕES SOBRE AS SIMULAÇÕES DO MODELO SD

Neste anexo apresentam-se vários testes que foram realizados para averiguar a adequabilidade da grelha e do passo de integração utilizados nas simulações do capítulo 3. A tolerância relativa e absoluta das variáveis do sistema assim como a ordem de discretização das equações foram também alvo de análise.

### B.1. NÚMERO DE ELEMENTOS DE GRELHA

Em simulação numérica, o número de elementos da grelha influencia claramente a precisão dos resultados. Por essa razão, testaram-se diferentes refinamentos da grelha e avaliou-se a dependência dos resultados quanto ao número de elementos da grelha.

O domínio da simulação consiste num segmento reto, dividido em três subdomínios (Figura B.1), sendo o comprimento do domínio representativo da espessura de um têxtil. Nos testes de grelha, simulou-se a exposição de um têxtil a uma alteração súbita da temperatura e humidade ambiente (experiência descrita no Capítulo 3). Nas extremidades do domínio prevê-se que os gradientes de concentração e temperatura sejam mais acentuados, por isso, é prudente refinar a grelha nestas zonas do domínio (A e C, Figura B.1).

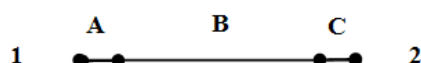


Figura B.1 – Identificação dos subdomínios (A, B e C) e das fronteiras (1,2)

Nos testes de grelha construíram-se as quatro grelhas apresentadas na Tabela B.1.

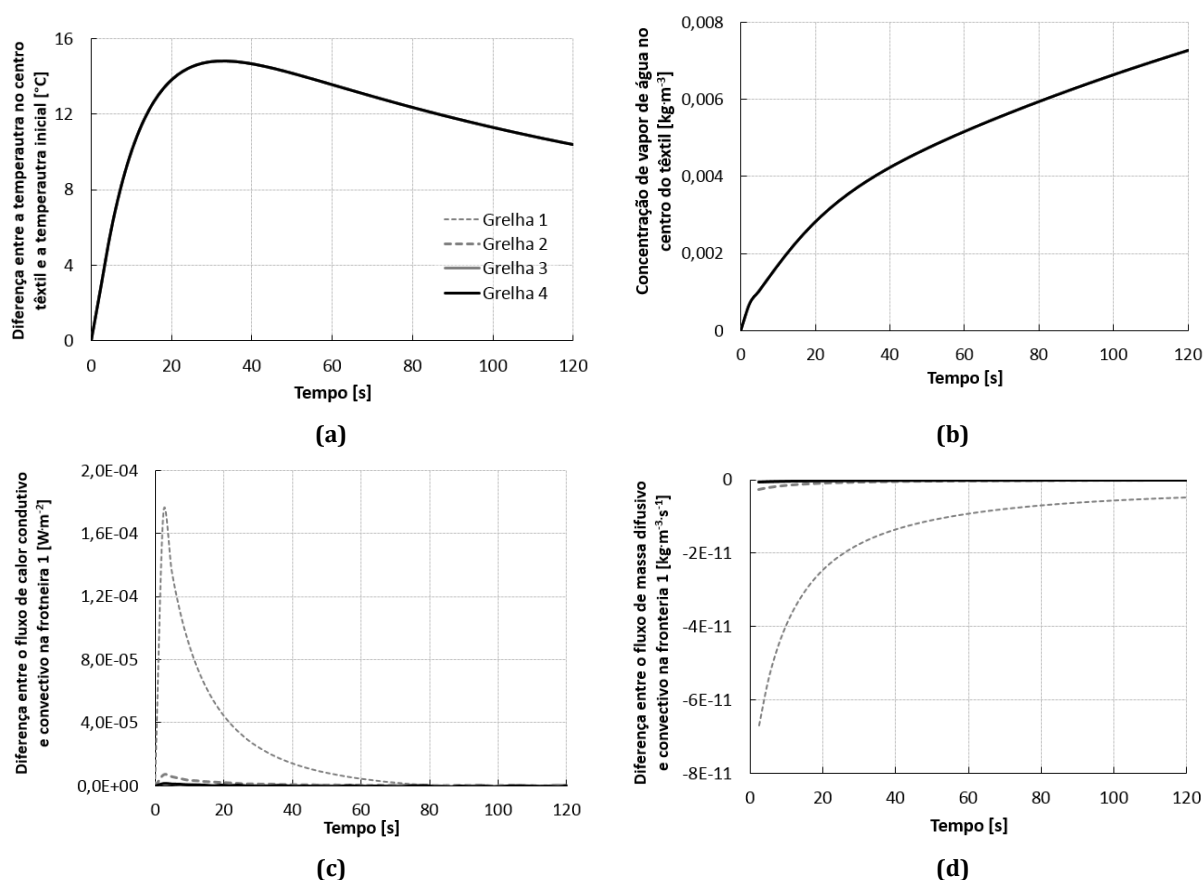
Tabela B.1 - Características das grelhas utilizadas nos testes de grelha (Capítulo 3)

Grelha	Domínio	Tamanho máximo dos elementos [m]	Número de elementos
1	A e C	$5 \times 10^{-7}$	246
	B	Extremamente refinados*	
2	A e C	$1 \times 10^{-7}$	690
	B	Extremamente refinados*	
3	A e C	$5 \times 10^{-8}$	1088
	B	Normal *	
4	A e C	$5 \times 10^{-8}$	1218
	B	Extremamente refinados*	

\* - Tamanhos referência da plataforma de FEM

O solver utilizado consistiu no *BDF*, com passo de integração adaptável, podendo assumir o valor máximo de  $10^{-3}$  s. Como até este ponto não se averiguou a dependência dos resultados quanto ao passo de integração, optou-se por utilizar um passo bastante pequeno. O erro relativo e absoluto admissível foi de  $10^{-6}$  e de 2ª ordem a discretização das equações.

Na Figura B.2 apresenta-se a diferença entre a temperatura atual e a inicial do têxtil, o perfil de concentração de vapor de água no centro do têxtil, assim como a diferença entre o fluxo de calor condutivo e convectivo na fronteira 1 e a diferença entre o fluxo de massa difusivo e convectivo na mesma fronteira (Figura B.1).

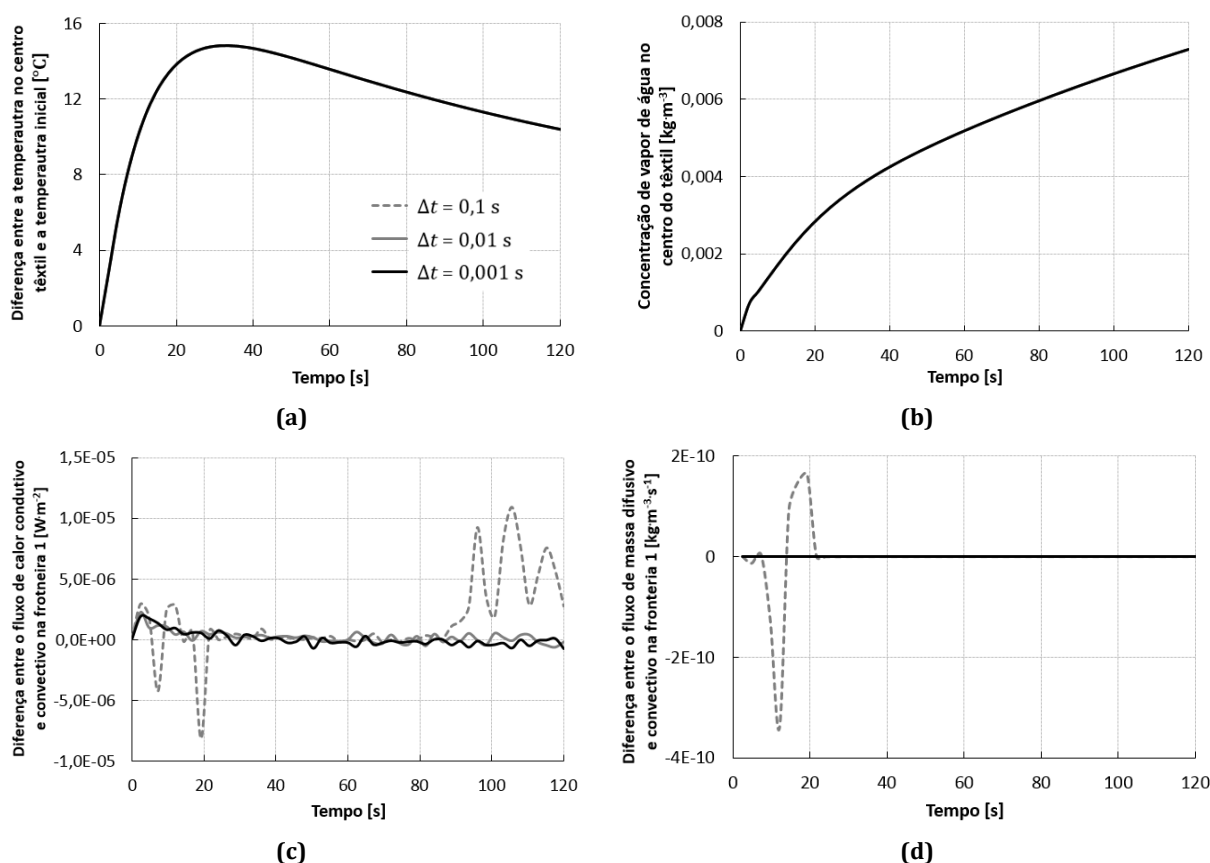


**Figura B.2 – Resultados obtidos com diferentes grelhas (Tabela B.1); a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial, b) perfil de concentração de vapor de água no centro do têxtil, c) diferença entre o fluxo de calor condutivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1) e d) diferença entre o fluxo de massa difusivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1)**

Na Figura B.2a e b, não se observam diferenças entre os vários perfis de temperatura e concentração obtidos para as distintas grelhas (Tabela B.1). Porém, ao analisar a Figura B.2c verifica-se que a condição fronteira imposta em 1 (equação 3.47), não é cumprida para as grelhas menos refinadas (grelha 1 e 2). Para as malhas mais refinadas, este desvio é pouco significativo (menor que  $10^{-6}$ ) e como tal, conclui-se que a grelha 3 (Tabela B.1) é adequada para representar os fenómenos em análise.

## B.2. PASSO DE INTEGRAÇÃO

Para avaliar a dependência dos resultados quanto ao passo de integração ( $\Delta t$ ) testaram-se 3 passos de integração: 0,1, 0,01 e 0,001s (utilizado durante o teste de grelha). Ao observar a Figura B.3a, b e d verifica-se que o passo de integração não influencia os resultados de temperatura e de concentração no centro do têxtil, assim como a condição da massa impostana fronteira 1 é cumprida. Contudo, ao avaliar a condição fronteira de calor em 1 (Figura B.3c), verifica-se que com o passo de integração maior, os resultados oscilam nos primeiros 20 s da simulação assim como no final dos cálculos. Para os passos de integração mais pequenos este desvio é pouco significativo. Tal, leva a concluir que os resultados são independentes do passo de integração desde que se utilize um passo igual ou menor a 0,01 s.



**Figura B.3 – Resultados obtidos com diferentes passos de integração; a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial, b) perfil de concentração de vapor de água no centro do têxtil, c) diferença entre o fluxo de calor condutivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1) e d) diferença entre o fluxo de massa difusivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1)**

### B.3. TOLERÂNCIA RELATIVA

Neste subcapítulo avaliaram-se diferentes tolerâncias relativas. Na Figura B.4a, b e d, verifica-se que a tolerância relativa das equações não influencia os resultados de temperatura e de concentração no centro do têxtil, assim como a condição fronteira da massa em 1 é cumprida. Quanto à condição fronteira do calor (Figura B.4c), ao diminuir a tolerância relativa, a oscilação dos resultados também diminui. Por essa razão, optou-se por utilizar a menor tolerância relativa,  $10^{-6}$ .

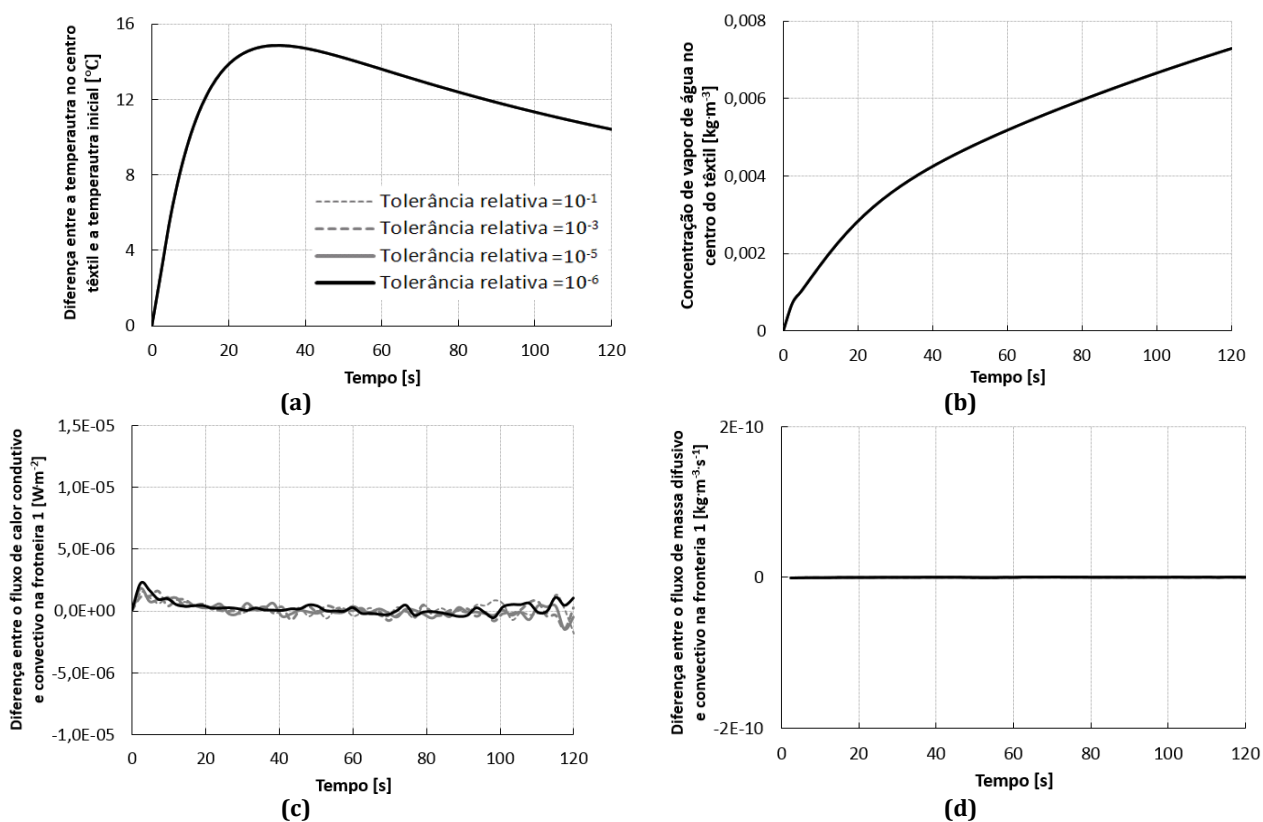
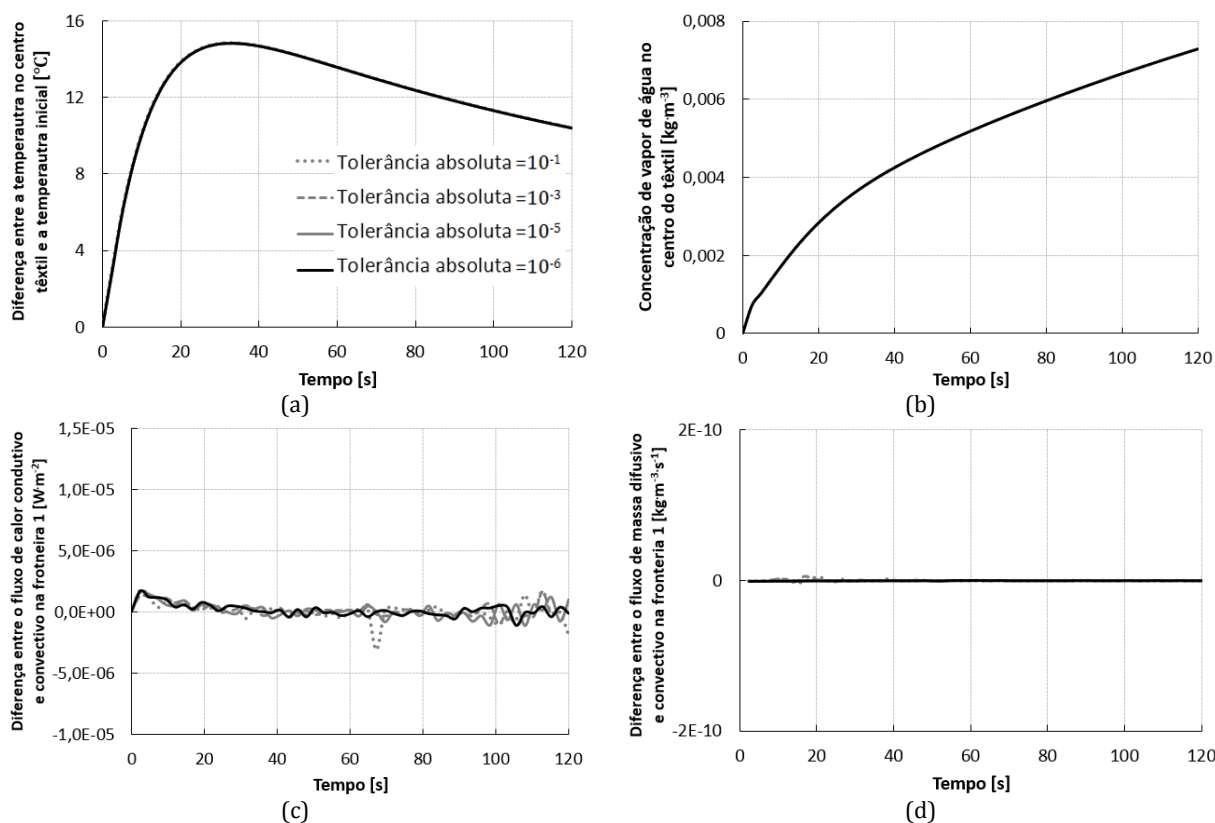


Figura B.4 – Resultados obtidos com diferentes tolerâncias relativas; a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial, b) perfil de concentração de vapor de água no centro do têxtil, c) diferença entre o fluxo de calor condutivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1) e d) diferença entre o fluxo de massa difusivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1)

## B.4. TOLERÂNCIA ABSOLUTA

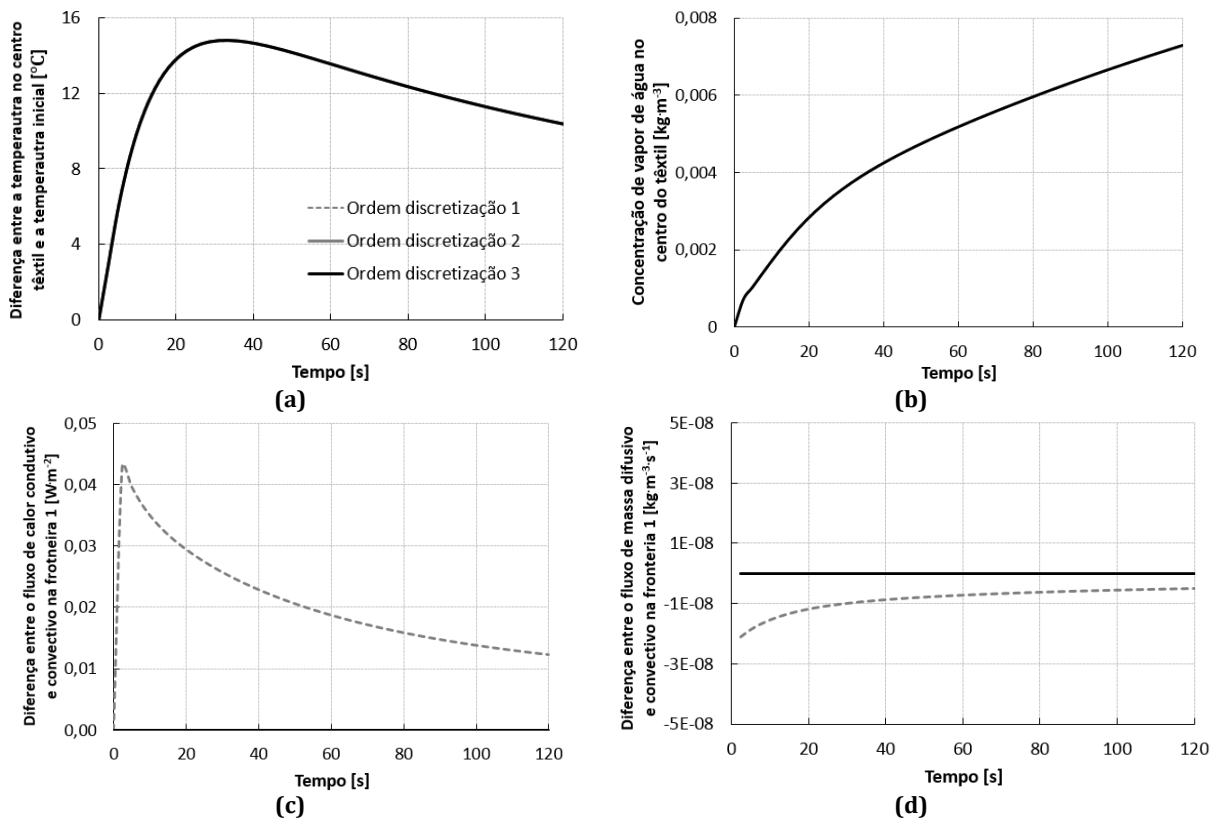
Neste subcapítulo avaliaram-se diferentes tolerâncias absolutas. Tal como acontece ao reduzir a tolerância relativa, também neste caso, a diminuição da tolerância absoluta não influencia os resultados de temperatura e de concentração no centro do têxtil (Figura B.5e b, respetivamente), assim como a condição fronteira da massa em 1 é cumprida (Figura B.5d). Quanto à condição fronteira do calor (Figura B.5c), ao diminuir a tolerância absoluta aumenta-se a estabilidade do sistema (oscilação dos resultados diminui) e, portanto, o valor mais pequeno de tolerância absoluta ( $10^{-6}$ ) é adequado.



**Figura B.5 – Resultados obtidos com diferentes tolerâncias absolutas; a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial, b) perfil de concentração de vapor de água no centro do têxtil, c) diferença entre o fluxo de calor condutivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1) e d) diferença entre o fluxo de massa difusivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1)**

## B.5. ORDEM DE DISCRETIZAÇÃO

Neste subcapítulo avaliou-se a dependência dos resultados quanto à ordem de discretização das equações. Ao variar a ordem de discretização das equações não se observam diferenças significativas na temperatura e na concentração de vapor de água no centro do têxtil (Figura B.6a e b, respectivamente). Porém, na fronteira 1 verifica-se que as condições fronteiras de calor e massa não são cumpridas quando a discretização é de primeira ordem (Figura B.6c e d). Assim sendo, conclui-se que os resultados são independentes da ordem de discretização para ordens superiores a 2 (inclusive).



**Figura B.6 – Resultados obtidos com diferentes ordens de discretização; a) diferença entre a temperatura no centro do têxtil e a temperatura inicial, b) perfil de concentração de vapor de água no centro do têxtil, c) diferença entre o fluxo de calor condutivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1) e d) diferença entre o fluxo de massa difusivo e convectivo na fronteira 1 (Figura B.1)**

## **ANEXO C. AJUSTE AUTOMATIZADO DO FATOR DE SORÇÃO**

Devido a questões de confidencialidade estes anexos foram omitidos.





## ANEXO D. ENSAIOS DE RESISTÊNCIA EVAPORATIVA

### D.1. CALIBRAÇÃO DOS SENSORES DE TEMPERATURA E HUMIDADE

Durante os ensaios de resistência evaporativa monitorizaram-se a temperatura e a humidade relativa no centro de alguns têxteis. Todos os sensores foram calibrados aquando dos testes experimentais. Na Figura D.1, comparam-se os valores de humidade obtidos com um sensor padrão com os valores dos sensores de humidade RH1 e RH2.

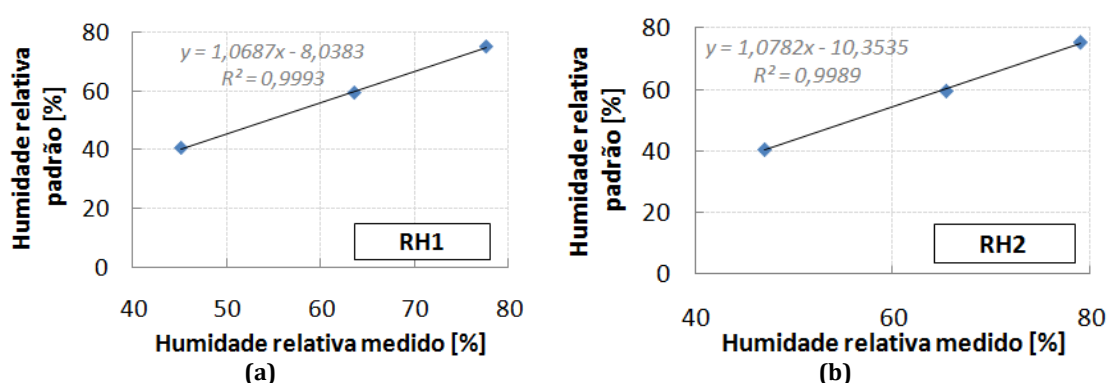


Figura D.1 - Retas de calibração do sensor de humidade: a) RH1 e b) RH2, calibrados a 34 °C

As retas apresentadas na Figura D.1 foram utilizadas para corrigir os valores adquiridos pelos sensores de humidade, com uma incerteza associada de 2,9%. Posteriormente compararam-se os resultados obtidos entre ambos os sensores (Figura D.2), durante o período de condicionamento das amostras (a 35 °C e 40% de humidade relativa).

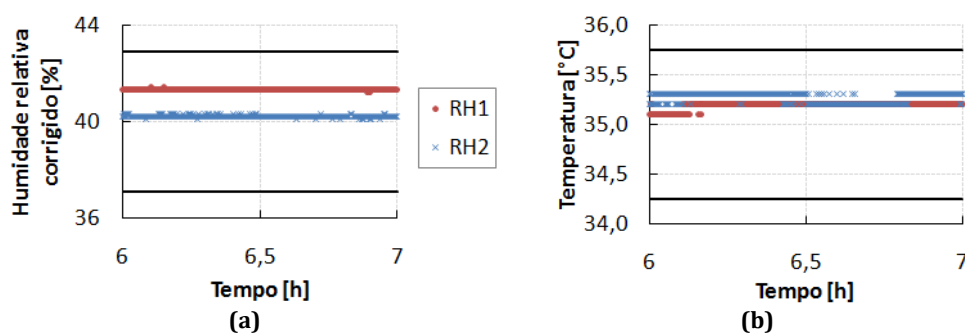
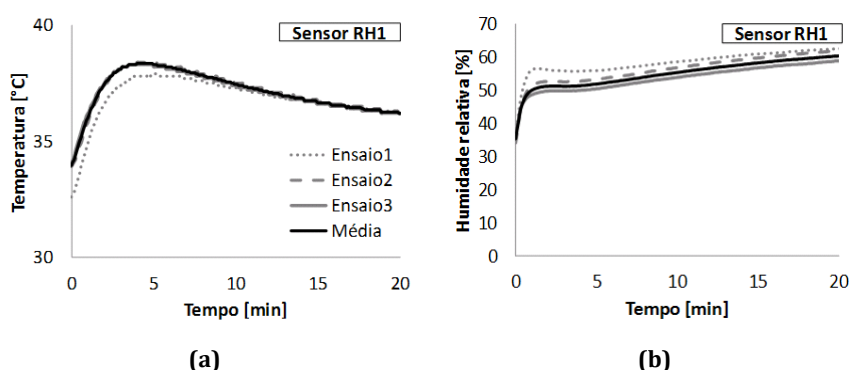


Figura D.2 – Comparação entre os resultados dos sensores RH1 e RH2: a) humidade relativa e b) temperatura – linhas a cheio representam o intervalo em que os resultados se encontram dentro da incerteza

Ao analisar a Figura D.2 verifica-se que, ambos os sensores RH1 e RH2 apresentam valores de humidade e temperatura dentro da sua incerteza (linhas a cheio). Na Figura D.2a, observa-se ainda que o sensor RH1 apresenta sistematicamente valores de humidade superiores aos do sensor RH2 (desvio máximo de 1,1 pontos percentuais), porém sempre dentro da incerteza de medição (2,9%). Assim sendo, da análise da Figura D.2 conclui-se que os sensores encontram-se calibrados.

## D.2. ENSAIOS REALIZADOS PARA CADA AMOSTRA TÊXTIL

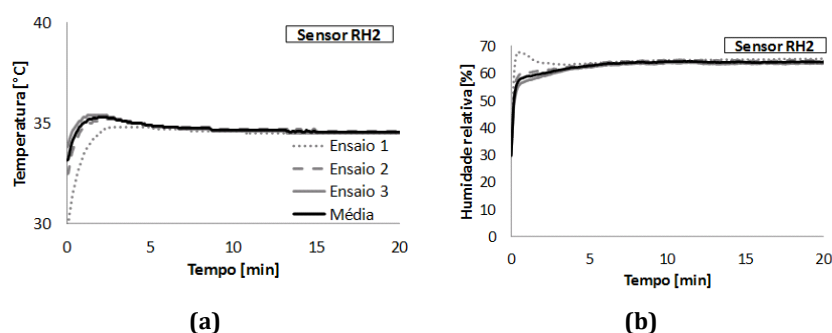
Os ensaios de resistência evaporativa foram conduzidos de acordo com a norma ISO 11092:1993(E) [12], realizando-se 3 ensaios para cada amostra têxtil. Da Figura D.3 à Figura D.6 apresentam-se os perfis de temperatura e humidade relativa obtidos no centro dos 4 têxteis analisados (Tabela 4.2).



**Figura D.3 – Resultados experimentais de temperatura (a) e humidade relativa (b) ao longo do tempo para a amostra de lã (amostra I, Tabela 4.2); adquiridos com o sensor RH1**

Na Figura D.3a verifica-se que, nos primeiros minutos a temperatura aumenta até se atingir um máximo de temperaturas. Os fenómenos responsáveis por este aumento de temperatura são a condensação e sorção de água na fibra e correspondente libertação de energia. No início do teste, a amostra encontrava-se em equilíbrio com as condições ambiente (35 °C e 40% de humidade relativa), mas ao colocá-la sobre um prato a debitar vapor de água, parte da água difunde através dos poros do têxtil enquanto outra parte condensa e é sorvida pela fibra, ocorrendo libertação de energia. A partir do momento em que a amostra atinge o equilíbrio mássico, deixa de ocorrer libertação de energia associada à

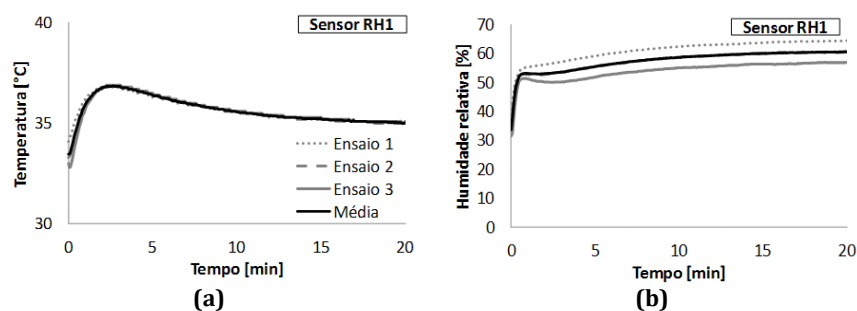
condensação e sorção de água, ocorrendo uma diminuição de temperatura. Ao comparar os resultados obtidos entre ensaios (Figura D.3), observa-se que o segundo e terceiro ensaio apresentam resultados concordantes entre si, porém tal não se verifica para o primeiro ensaio. Tal deve-se ao período de tempo despendido para transportar a amostra desde a câmara de condicionamento até ao equipamento de testes (ver anexo D.3). Por essa razão, os resultados do primeiro ensaio foram excluídos da análise. Ainda na Figura D.3, note-se que a temperatura inicial da amostra e a humidade relativa inicial da amostra não correspondem aos valores de condicionamento (35 °C e 40% de humidade relativa, respetivamente), mas sim a valores experimentais (33,7 °C e 35,3% de temperatura e humidade relativa, respetivamente) que decorrem do processo de transporte das amostras desde a câmara onde estas se encontravam a condicionar até ao equipamento do teste (ver anexo D.3). O mesmo acontece para o caso da amostra II (Figura D.4).



**Figura D.4 – Resultados experimentais de temperatura (a) e humidade relativa (b) ao longo do tempo para a amostra de algodão (amostra II, Tabela 4.2) adquiridos com o sensor RH2**

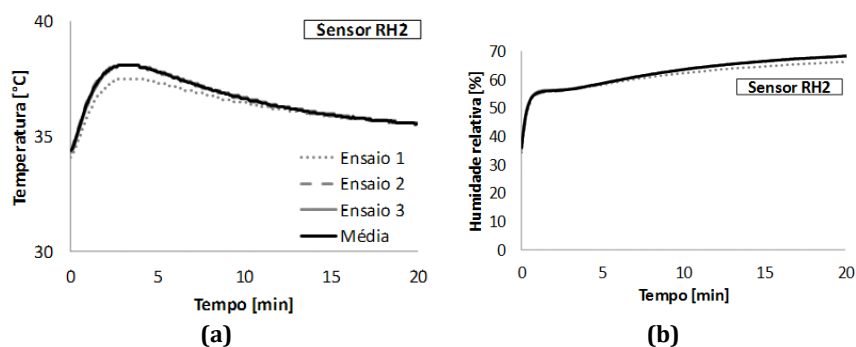
Também no caso da amostra II (Figura D.4), os resultados do primeiro ensaio não são concordantes com os resultados dos restantes ensaios, razão pela qual foram também excluídos dos cálculos posteriores.

Ao comparar o aumento de temperaturas no centro das amostras I e II (Figura D.3 e Figura D.4, respetivamente), verifica-se que esse aumento é mais acentuado para o caso da primeira amostra. Tal acontece pois a primeira amostra é a mais hidrofílica (lã; Tabela 4.2) o que implica maior sorção de água e, por consequência, maior libertação de energia aquando da sorção. Ao comparar os perfis de temperatura obtidos para a amostra II e III (Figura D.4 e Figura D.5, respetivamente) observa-se que a diferença de temperaturas não é tão acentuada, uma vez que ambas as amostras são constituídas pelo mesmo tipo de material – algodão (Tabela 4.2).



**Figura D.5 - Resultados experimentais de temperatura (a e c) e humidade relativa (b) ao longo do tempo para a amostra de algodão (amostra III, Tabela 4.2) adquiridos com o sensor RH1**

Na Figura D.5, os perfis de temperatura dos três ensaios são concordantes entre si, enquanto os perfis de humidade apresentam um ligeiro desvio. Em relação à última amostra (amostra IV, Tabela 4.2), apenas o primeiro ensaio, apresenta um pequeno desvio face aos restantes resultados de temperatura e humidade (Figura D.6). A temperatura máxima registada para esta amostra é um pouco superior à das amostras anteriores, uma vez que esta última, é constituída por uma mistura de têxteis, que inclui um têxtil bastante hidrofílico (lã).



**Figura D.6 - Resultados experimentais de temperatura (a) e humidade relativa (b) ao longo do tempo para a amostra de algodão + lã (amostra IV, Tabela 4.2) adquiridos com o sensor RH2**

Os valores experimentais médios de temperatura e humidade relativa apresentados neste subcapítulo foram utilizados para avaliar a precisão das previsões numéricas, apresentadas no subcapítulo 4.4.2.

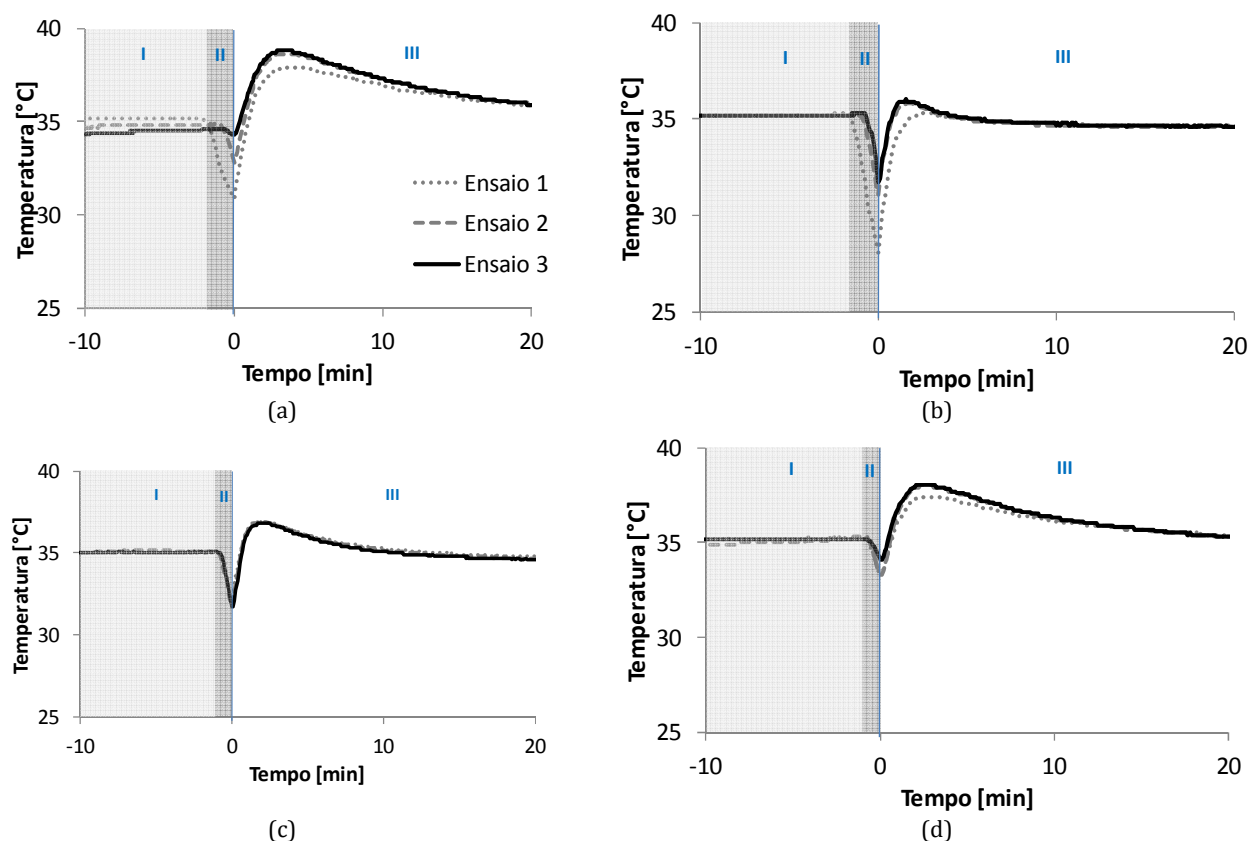
### **D.3. RELEVÂNCIA DO TEMPO DESPENDIDO NO TRANSPORTE DAS AMOSTRAS**

Antes de proceder aos ensaios de resistência evaporativa (ISO 11092:1993(E) [12]) colocaram-se as amostras e os sensores, a condicionar numa câmara climática durante pelo menos 16 horas, a 35 °C e humidade relativa de 40%. Terminado o período de condicionamento, transportaram-se as amostras até ao equipamento de teste, expondo as mesmas às condições ambiente do laboratório (Tabela D.1).

**Tabela D.1 - Condições de temperatura, humidade relativa, concentração de água e velocidade do ar dentro da câmara climática e no laboratório de testes**

	Câmara climática	Laboratório
<b>Temperatura ambiente [°C]</b>	35	20
<b>Humidade relativa ambiente [%]</b>	40	65
<b>Concentração de vapor de água [kg·m<sup>-3</sup>]</b>	$1,6 \times 10^{-2}$	$1,1 \times 10^{-2}$
<b>Velocidade [m·s<sup>-1</sup>]</b>	1	-

O laboratório é mantido a uma temperatura mais baixa e a uma humidade relativa superior à da câmara climática (Tabela D.1). A amostra é transportada até ao equipamento de teste e colocada sobre o prato do equipamento (Figura 4.1b). A posição da amostra é ajustada de modo a tornar a superfície superior do têxtil coplanar com a mesa de medição. O início do teste corresponde ao momento em que há libertação de vapor de água através do prato do equipamento. O processo de transporte e preparação do ensaio dura aproximadamente 1 minuto (fase II, Figura D.7).



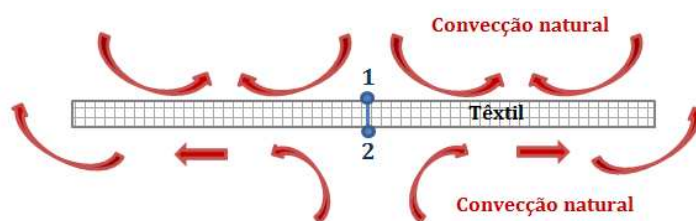
**Figura D.7 - Perfis de temperatura registados no centro das amostras (Tabela 4.2) durante a fase de condicionamento das mesmas (fase I), de transporte (fase II) e de ensaio de resistência evaporativa (fase III); a) amostra I, b) amostra II, c) amostra III e d) amostra IV**

Como se pode observar na Figura D.7, quando se retiram as amostras da câmara climática (fase I, Figura D.7) e se transportam as mesmas até ao equipamento (fase II, Figura D.7), há uma diminuição de temperatura, em todas as amostras e ensaios realizados. No entanto, como seria de esperar, essa diminuição é menos acentuada quão menor é o período de tempo a que a amostra é exposta às condições ambiente do laboratório. Os ensaios realizados para a amostra I (Figura D.7a) demonstram isso mesmo. No primeiro ensaio foram necessários aproximadamente 2 minutos para retirar a amostra da câmara climática, transportá-la e dar início ao ensaio. Para os restantes ensaios, todo o processo de transporte demorou menos de 1 minuto, o que permitiu reduzir as variações na temperatura da amostra. Para avaliar se a alteração na temperatura das amostras é suficiente para promover uma mudança das condições iniciais destas, estudou-se o transporte de calor e massa no período em questão, do ponto de vista numérico (ver anexo D.4). Os resultados obtidos indicam que, a partir do momento que a amostra é exposta às condições do laboratório (concentração de água ambiente mais baixa), o decréscimo de

concentração de água dentro do têxtil faz com que diminua a pressão de vapor da água confinado nos poros do têxtil, resultando na diminuição da humidade relativa. Ao diminuir o teor de água nos poros do têxtil, também a água retida pela fibra diminuirá, ocorrendo a desorção e a evaporação de água pela fibra, verificando-se deste modo que o transporte das amostras desde a câmara climática até ao equipamento de teste, influencia significativamente os valores iniciais de temperatura e humidade das amostras têxteis. Assim sendo, dever-se-á evitar que o tempo de transporte das amostras têxteis seja superior a 1 minuto. Para comparar os resultados experimentais com previsões numéricas, será prudente utilizar como estimativa inicial, no modelo matemático, os valores de temperatura e humidade relativa obtidos no início do ensaio experimental.

#### **D.4. SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE UMA AMOSTRA EXPOSTA ÀS CONDIÇÕES AMBIENTE DO LABORATÓRIO**

As amostras têxteis foram transportadas esticadas e na horizontal desde a câmara climática até à sala onde se encontrava o equipamento de teste (Figura D.8).



**Figura D.8 - Amostra têxtil exposta às condições ambiente do laboratório durante o processo de transporte; domínio de simulação assinalado a azul e identificação das fronteiras**

A câmara climática encontrava-se a 35 °C e 40% de humidade relativa, enquanto o laboratório encontrava-se a 20 °C e 65% de humidade relativa. Ao colocar a amostra têxtil quente (a 35 °C) num ambiente frio (20 °C), a superfície superior (1, Figura D.8) fará com que o ar quente junto da amostra aqueça e formem-se correntes convectivas. A superfície inferior (2, Figura D.8) impedirá que o fluido aquecido se desloque para cima, o que torna as correntes convectivas menos intensas que as verificadas na superfície superior do têxtil

[19]. O problema poderá ser equiparado a um problema de perdas de calor em superfícies horizontais, em que o calor e massa são removidos por convecção natural. Durante o transporte da amostra, algum do calor e massa poderão ser removidos por convecção forçada originada pela deslocação da amostra. Porém, considerou-se que a remoção de calor por convecção forçada era desprezável quando comparada com a convecção natural. Assim sendo, assumiu-se que todo o calor e massa são removidos nas fronteiras por convecção natural.

O domínio de simulação é apresentado a azul na Figura D.8 e considerou-se que o calor e massa são transferidos através do têxtil por condução e difusão, respetivamente, contemplando ainda os fenómenos associados à mudança de fase e retenção de água pela fibra. Quanto às condições fronteira, foi necessário definir os coeficientes de transferência de calor e massa através de correlações. Na literatura [19], há correlações que permitem determinar o coeficiente de calor e massa para o caso de superfícies horizontais, com temperatura ou fluxo de calor constantes. Apesar do problema consistir numa superfície quente que vai libertando calor a taxas não constantes ao longo do tempo, diminuindo a sua temperatura até se atingir o equilíbrio com as condições ambiente, estimaram-se os coeficientes de convecção de calor por aproximação a um problema em que as superfícies horizontais quentes mantêm a sua temperatura constante. Como referido anteriormente, mais calor será removido da superfície superior da amostra (1, Figura D.8) por convecção natural do que da fronteira inferior (2, Figura D.8) e assim sendo, definiram-se os coeficientes convectivos para cada superfície de acordo com o número de *Rayleigh* ( $Ra_L$ ; equação D.1) e *Nusselt* ( $Nu$ ; Tabela D.2).

$$Ra_L = \frac{g \cdot \beta \cdot (T_{superfície} - T_{amb}) \cdot L_c^3}{\nu^2} \cdot Pr \quad (D.1)$$

O número de *Rayleigh* (equação D.1) permite aferir a existência de convecção natural, em função das propriedades do ar para a temperatura média do fluido ( $g=9,81 \text{ m}\cdot\text{s}^{-2}$ ;  $\beta=1/T_f$ ), viscosidade cinemática do ar ( $\nu$ ), número de Prandtl ( $Pr$ ) e o comprimento característico da superfície ( $L_c$ ), neste caso determinado através da equação D.2 [19]. Uma



vez que a temperatura na superfície da amostra não é constante, nas simulações considerou-se o número de *Rayleigh* a variar com a temperatura da superfície da amostra<sup>4</sup>.

$$L_c = \frac{A_c}{p_c} \quad (D.2)$$

Na equação D.2 a área da amostra ( $A_c$ ) é 0,09 m<sup>2</sup> e o perímetro da amostra ( $p_c$ ) é 1,2m.

**Tabela D.2 - Equações de Nusselt (Nu) para a superfície superior e inferior de uma placa plana horizontal (convecção natural)**

Superfície (Figura D.8)	Gama de $Ra_L$	Número da equação	Equação <i>Nusselt</i> [19]
1	$10^4 - 10^7$	D.3	$Nu = 0,54 \cdot Ra_L^{1/4}$
2	$10^5 - 10^{11}$	D.4	$Nu = 0,27 \cdot Ra_L^{1/4}$

Através do número de *Nusselt* (Tabela D.2) para cada superfície é possível calcular os respectivos coeficientes convectivos de transferência de calor, relacionando o número de *Nusselt* com o comprimento característico da amostra e a condutividade do ar ( $k_a$ ),

$$Nu = \frac{h_c \cdot L_c}{k_a} \quad (D.5)$$

Por fim, o coeficiente convectivo de transferência de massa relaciona-se com o coeficiente de transferência de calor através da equação de *Lewis* (equação 4.23), sendo que, para o caso particular de misturas de ar-vapor de água, o número de *Lewis* ( $Le$ ) assume o valor de 1 [19].

$$\frac{h_c}{k_c} = \rho_a \cdot C_{p_a} \cdot Le^{2/3} \quad (D.6)$$

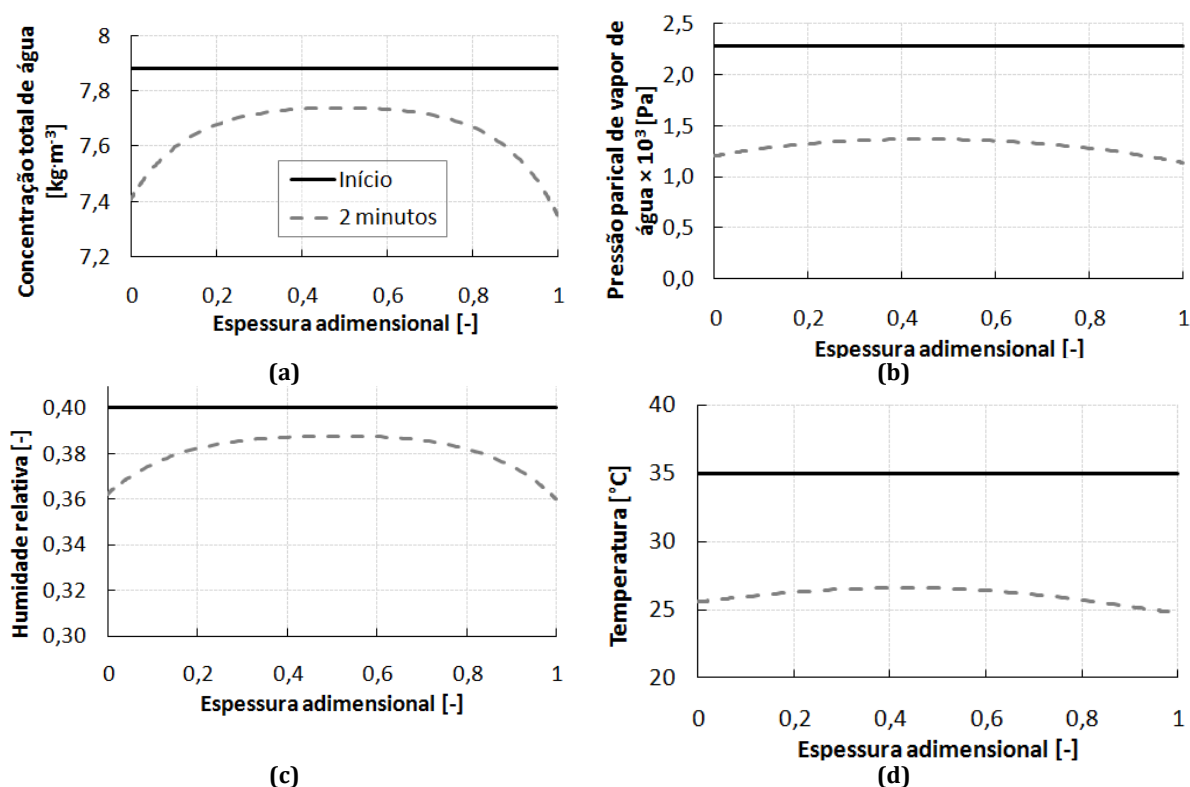
Através da equação D.5 obteve-se um coeficiente convectivo de transferência de calor máximo de 4,8 W·m<sup>-2</sup>·K<sup>-1</sup>, na superfície superior da amostra (1, Figura D.8), e o valor mínimo de 2,5 W·m<sup>-2</sup>·K<sup>-1</sup>, na superfície inferior (2, Figura D.8). Quanto ao coeficiente convectivo de

---

<sup>4</sup> Inicializou-se a simulação com o número de *Rayleigh* constante, determinado para temperatura na superfície igual a 35 °C e temperatura ambiente igual a 20 °C

transferência de massa (equação 4.23), na superfície superior da amostra obteve-se o valor máximo de  $4,0 \times 10^{-3} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ , enquanto na superfície inferior obteve-se o valor mínimo de  $1,8 \times 10^{-3} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ . Após impor as condições-fronteira, definiram-se as propriedades do têxtil (amostra I, Figura D.8), água e ar, apresentados na Tabela 4.3.

No início da simulação considerou-se que a amostra encontrava-se em equilíbrio com as condições da câmara climática (35 °C e 40 % de humidade relativa), o que implica, segundo a isotérmica de sorção de água na fibra de lã [4], uma concentração total de água retida na fibra e de vapor de água nos poros igual a  $7,88 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ . A amostra em análise (lã) é bastante hidrofílica. No entanto, apesar desta ser exposta a um meio ambiente com maior humidade relativa (65 % de humidade relativa), verifica-se que a concentração de água retida no têxtil (Figura D.9a) assim como a temperatura (Figura D.9b) diminuem, passados 2 minutos de exposição às condições ambiente do laboratório (20 °C e 65 % de humidade relativa).



**Figura D.9 – Efeito da deslocação da amostra de lã desde a câmara climática (35 °C, 40% de humidade relativa) até ao equipamento de teste (20 °C, 65% de humidade relativa), após 2 minutos de exposição: a) concentração total de água no têxtil, b) pressão parcial de vapor, c) humidade relativa e d) temperatura, ao longo da espessura da amostra de lã**

Ao diminuir a temperatura e ao aumentar a humidade relativa do meio, seria de esperar que o têxtil retivesse mais água, ocorrendo condensação e sorção de água na fibra e consequentemente aumento de temperatura. Porém, verifica-se o oposto. Apesar da humidade relativa do laboratório ser superior à da câmara climática, a concentração de vapor de água no laboratório ( $1,1 \times 10^{-2} \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ) é menor que a da câmara climática ( $1,6 \times 10^{-2} \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ). Por essa razão, a partir do momento que a amostra é exposta às condições do laboratório (em que a concentração de vapor de água é mais baixa), ocorre um decréscimo de concentração de água dentro do têxtil (Figura D.9a), que leva à diminuição da pressão parcial de vapor da água nos poros do têxtil (Figura D.9b) e, consequentemente, à diminuição da humidade relativa (Figura D.9c). Ao diminuir a humidade relativa, a água acumulada na fibra é desorvida e evaporada para os poros do têxtil, o que conduz à diminuição da temperatura (Figura D.9d).

Em suma, durante o transporte das amostras têxteis será prudente evitar que as mesmas sejam expostas a períodos de tempo superiores a 1 minuto e, ao simular numericamente o teste de resistência evaporativa, será prudente utilizar os valores de temperatura e humidade relativa obtidos no início do ensaio experimental.



## ANEXO E. DEDUÇÕES DE ALGUMAS EQUAÇÕES UTILIZADAS NO MODELO MATEMÁTICO

### E.1. SUPERFÍCIE DA FIBRA COBERTA POR ÁGUA LÍQUIDA

Le, Ly e Postle [20] consideram no seu modelo que quando há condensação (i.e. a concentração de água é maior que a concentração de saturação da água) o vapor de água condensa por toda a superfície das fibras, logo, a área de transferência de massa corresponde à área total das fibras. A taxa de condensação da água ( $\dot{m}_{\text{cond}}$ ) é portanto proporcional à área superficial específica da fibra ( $a_s$ ) e à diferença entre a concentração de vapor no gás ( $\rho_v$ ) e a concentração de vapor junto da superfície onde ocorre a condensação ( $\rho_{v, \text{sat}}$ ),

$$\dot{m}_{\text{cond}} = k_c^{\text{cond}} \cdot a_s \cdot (\rho_v - \rho_{v, \text{sat}}) \quad (\text{E.1})$$

em que  $k_c^{\text{cond}}$  é o coeficiente de transferência de massa de condensação. A área específica de superfície da fibra corresponde à razão entre a área da superfície da fibra ( $A_{\text{ds}}$ ) e o volume total do têxtil ( $V_T$ ),

$$a_s = \frac{A_{\text{ds}}}{V_T} \quad (\text{E.2})$$

Caso se considere que as fibras têm uma geometria cilíndrica, a área específica da superfície da fibra pode ser obtida em função do diâmetro da fibra ( $d_f$ ) e da fração volúmica da fibra existente no têxtil ( $\varepsilon_{\text{ds}}$ ),

$$a_s = \frac{A_{\text{ds}}}{V_T} = \frac{A_{\text{ds}}}{V_{\text{ds}}} \cdot \frac{1}{(V_T/V_{\text{ds}})} = \frac{\pi \cdot d_f \cdot L}{\pi \cdot d_f^2 \cdot L/4} \cdot \varepsilon_{\text{ds}} = \frac{4}{d_f} \cdot \varepsilon_{\text{ds}} \quad (\text{E.3})$$

Porém quando há evaporação da água, a superfície de transferência de massa corresponde à área coberta por água líquida ( $A_L$ ),

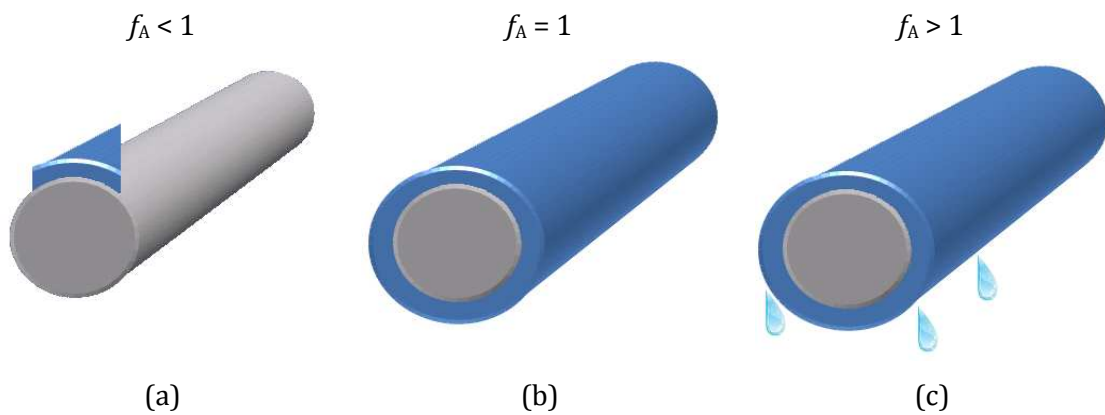
$$a_s^* = \frac{A_L}{V_T} = \left( \frac{A_{\text{ds}}}{V_T} \right) \cdot \left( \frac{A_L}{A_{\text{ds}}} \right) = a_s \cdot f_A \quad (\text{E.4})$$

pelo que, a taxa de evaporação pode ser calculada por,

$$\dot{m}_{\text{evap}} = k_c^{\text{evap}} \cdot a_s \cdot f_A \cdot (\rho_{v, \text{sat}} - \rho_v) \quad (\text{E.5})$$

A fração  $f_A$  corresponde à razão entre a área superficial do têxtil coberta por água líquida ( $A_L$ ) e a área coberta em condições críticas, i.e. a partir das quais a água se torna móvel.

Imagine-se uma fibra com diâmetro  $d_f$ , com uma porção de água líquida na sua superfície que cobre uma área  $A_L$  da fibra (a azul na Figura E.1a). Sendo a película de água muito delgada, a área de evaporação pode ser traduzida, com boa aproximação, pela área superficial da fibra coberta pela água,  $A_L$ .



**Figura E.1 – Representação de uma fibra (a cinzento) coberta por água líquida (a azul), com diferentes frações de área coberta**

Havendo uma maior quantidade de água, a superfície da fibra coberta aumenta, até que se atinge uma situação crítica (Figura E.1b). Nesta situação, a água passa a cobrir toda a superfície da fibra e tem uma espessura tal que se houver qualquer acréscimo por condensação a água torna-se móvel (Figura E.1c; cenário não considerado no modelo implementado). A espessura da película nestas condições é igualmente pequena pelo que a área de evaporação pode ser tomada, com boa aproximação, igual à área superficial de toda a fibra,  $A_{ds}$ .

A fração  $f_A$  foi determinada através da seguinte equação,

$$f_A = \frac{\varepsilon_L}{\varepsilon_L^{cri}} = \left( \frac{V_L / V_T}{V_L^{cri} / V_T} \right) = \left( \frac{A_L \cdot L_f / V_T}{A_{ds} \cdot L_f / V_T} \right) = \left( \frac{A_L}{A_{ds}} \right) \quad (E.6)$$

em que  $\varepsilon_L$  é fração de água líquida e  $\varepsilon_L^{cri}$  é a fração de água líquida crítica que corresponde à situação limite em que a área de transferência de massa é igual à área total da fibra ( $A_{ds}$ ) e 10% dos poros são ocupados por água líquida ( $\varepsilon_L^{cri} = 0,1 \times (1 - \varepsilon_{ds})$ ; [21]).

## E.2. TAXA DE SORÇÃO DE ÁGUA LIVRE NA FIBRA

Para uma dada humidade do ar em torno da fibra, se o teor em água desta ( $Regain_i$ ) for inferior ao valor de equilíbrio ( $Regain_{eq}$ ), ocorrerá a sorção de água para o interior da fibra. A taxa de sorção de água livre na fibra ( $\dot{m}_{LS}$ ) pode ser determinada através de um balanço material à fibra semelhante ao balanço realizado para determinar a taxa de sorção do vapor de água na fibra (subcapítulo 3.4),

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left( r \cdot (-D_f) \frac{dC_f}{dr} \right) = \dot{m}_{LS} \quad (E.7)$$

Ao integrar a equação E.7 considerando as condições fronteira  $\left. \frac{dC_f}{dr} \right|_{r=0} = 0$ ,  $C_f(R_f) = C_{feq}$  e  $C_f(0) = C_i$  (ver descrição no 3.4), e substituindo a concentração de água pelo *regain* da fibra, obtém-se a seguinte equação,

$$\dot{m}_{LS} = \frac{16 \cdot D_f \cdot \varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds}}{d_f^2} \cdot (Regain_{eq} - Regain_t) \quad (E.8)$$

A equação obtida para a taxa de sorção de água livre na fibra (equação E.8) e a equação obtida para a taxa de sorção de vapor de água na fibra (equação 3.22) foram deduzidas para o caso em que a área de transferência corresponde a toda a superfície da fibra. Porém, para o caso particular da água livre, a área de transferência deverá corresponder apenas à área ocupada por água livre (modelo pressupõe que apenas uma parte da fibra está coberta por água livre; anexo E.1), logo, o lado direito da equação E.8 deve ser multiplicado pela fração  $f_A$ ,

$$\dot{m}_{LS} = \frac{16 \cdot D_f \cdot \varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds}}{d_f^2} \cdot (Regain_{eq} - Regain_t) \cdot f_A \quad (E.9)$$

Refira-se que a equação E.9 é aparentemente diferente da equação utilizada por Barker *et al.* (equação E.10; [17]),

$$\dot{m}_{LS} = k_c^{ls} \cdot a_s \cdot \gamma_{ls} \cdot \left( \frac{Regain_{eq}}{Regain_t} - 1 \right) \cdot f_A \quad (E.10)$$

No entanto, E.9 e E.10 são equivalentes, tal como se demonstra a seguir,

$$\begin{aligned} \dot{m}_{LS} &= \frac{16 \cdot D_f}{d_f^2} \cdot \varepsilon_{ds} \cdot \rho_{ds} \cdot (Regain_{eq} - Regain_t) \cdot f_A \\ &= 4 \cdot 4 \cdot \frac{D_f}{d_f} \cdot \frac{\varepsilon_{ds}}{d_f} \cdot \rho_{ds} \cdot Regain_t \cdot \left( \frac{Regain_{eq}}{Regain_t} - 1 \right) \cdot f_A \\ &= \left[ \frac{D_f}{d_f} \right] \cdot \left[ 4 \cdot \frac{\varepsilon_{ds}}{d_f} \right] \cdot \left[ 4 \cdot \rho_{ds} \cdot Regain_t \right] \cdot \left( \frac{Regain_{eq}}{Regain_t} - 1 \right) \cdot f_A \\ &\quad \Downarrow \quad \quad \quad \Downarrow \quad \quad \quad \Downarrow \\ &\quad k_c^{ls} \quad \quad a_s \quad \quad \gamma_{ls} \\ &= k_c^{ls} \cdot a_s \cdot \gamma_{ls} \cdot \left( \frac{Regain_{eq}}{Regain_t} - 1 \right) \cdot f_A \end{aligned} \quad (E.11)$$

A expressão da área específica de superfície da fibra ( $a_s$ ; equação E.10) é evidente na equação E.9, enquanto o coeficiente de transferência de massa ( $k_c^{ls}$ ; equação E.10) é a razão entre a difusividade da água na fibra ( $D_f$ ) e o diâmetro da fibra ( $d_f$ ). Ainda relativamente à equação E.10, a constante de proporcionalidade  $\gamma_{ls}$  é o produto da massa volúmica de fibra ( $\rho_{ds}$ ) pelo *regain* ( $Regain_t$ ), ou seja, é a massa de água líquida retida por volume de fibra.



## ANEXO F. LEI DE DARCY: ERRO ASSOCIADO À PRIMEIRA DERIVADA DA PRESSÃO DO GÁS AO LONGO DE $x$

A lei de Darcy [22] permite modelizar a velocidade de escoamento do gás ( $v_\gamma$ ) através da estrutura de um meio poroso,

$$v_\gamma = -\frac{k_D}{\mu} \cdot \frac{\partial p_\gamma}{\partial x} \quad (F.1)$$

em que o índice  $\gamma$  indica a fase gasosa,  $\partial p_\gamma / \partial x$  a variação de pressão do gás ao longo de  $x$ ,  $k_D$  a permeabilidade do meio poroso e  $\mu$  a viscosidade do fluido. Esta equação foi utilizada para modelizar o escoamento de gás através dos poros do têxtil. Em alguns dos cenários analisados considerou-se que não havia escoamento no instante  $t = 0$  (pressão do gás constante ao longo da espessura do têxtil) o que dificultou a resolução da equação F.1. Na Figura F.1a apresenta-se a variação de pressão ao longo de um domínio com uma grelha de 1218 elementos, refinada junto das fronteiras do domínio.

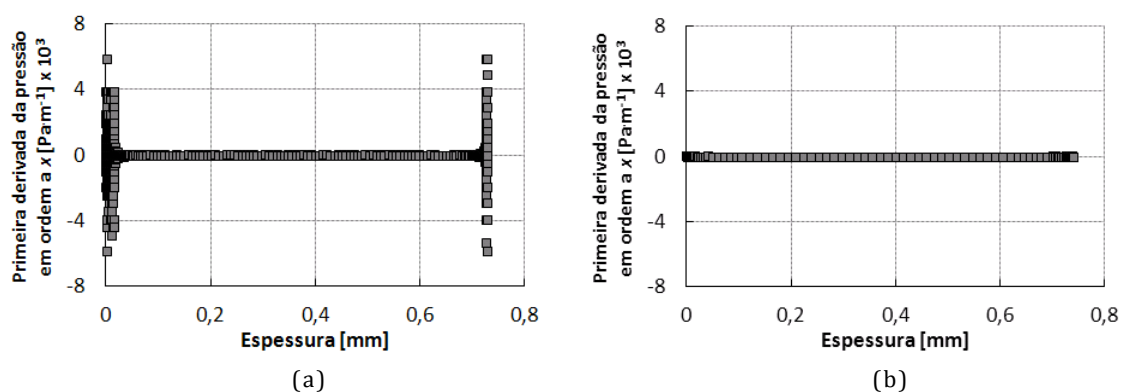


Figura F.1 – Efeito do número de elemento da grelha sobre a primeira derivada da pressão: a) grelha com 1218 elementos e b) grelha com 20 elementos

Como se pode observar na Figura F.1a, junto das fronteiras ocorrem os maiores desvios, na ordem dos  $8 \times 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{m}^{-1}$ . Porém, caso o número de elementos da grelha diminua para 20, a derivada da pressão diminui para o valor máximo de  $5 \times 10^{-5} \text{ Pa} \cdot \text{m}^{-1}$  (Figura F.1b). Tal acontece porque, o espaçamento entre elementos é muito mais pequeno que o erro numérico da diferença entre pressões, o que se traduz em valores elevados do gradiente de

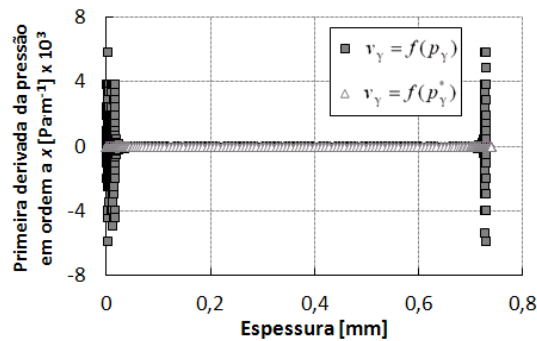
pressão (erro numérico). Para tentar reduzir o erro absoluto da variação da pressão, impôs-se um erro absoluto da pressão de  $10^{-12}$ , no entanto, tal não permitiu obter resultados mais precisos. Outra solução passaria por utilizar uma grelha menos refinada. Porém, o modelo no qual a equação de Darcy é utilizada requer uma grelha refinada, de modo a garantir valores de temperatura e concentrações precisos. Assim sendo, para diminuir o erro absoluto da variável pressão, fez-se uma mudança de variável para uma variável aproximadamente  $10^{24}$  vezes mais pequena ( $p_Y^*$ ) que a pressão de gás ( $p_Y$ ),

$$p_Y = p_Y^* \cdot P_{atm}^4 \quad (F.2)$$

em que as pressões são consideradas em Pascal. Ao substituir a nova variável na equação F.1 obtém-se:

$$v_Y = -\frac{k_D}{\mu} \cdot P_{atm}^4 \frac{\partial p_Y^*}{\partial x} \quad (F.3)$$

Ao resolver novamente o sistema de PDE considerando a nova variável (equação F.3) e impondo um erro absoluto máximo de  $10^{-6}$ , obtêm-se variações de pressão máxima de  $2 \times 10^{-9} \text{ Pa} \cdot \text{m}^{-1}$  (Figura F.2).



**Figura F.2 - Diminuição do erro associado à primeira derivada da pressão através de uma mudança de variável**

Assim sendo, no modelo principal utilizou-se a equação F.3 para resolver o escoamento através do têxtil.

## ANEXO G. CONSIDERAÇÕES REFERENTES ÀS SIMULAÇÕES DO

### SUBCAPÍTULO 5.6.1

#### G.1. TESTES DE GRELHA

O número de elementos da grelha utilizado para resolver numericamente as equações diferenciais pode influenciar a precisão dos resultados. Por essa razão, testaram-se diferentes refinamentos de grelha e avaliou-se a dependência dos resultados quanto ao número de elementos da grelha, quando se simulam os fenómenos de transferência de calor e massa relativos ao problema descrito no subcapítulo 5.6.1. Neste caso, considerou-se que o domínio da simulação consiste num segmento reto, dividido em três subdomínios (Figura B.1).

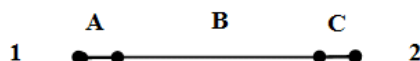


Figura G.1 – Identificação dos subdomínios (A, B e C) e das fronteiras (1,2)

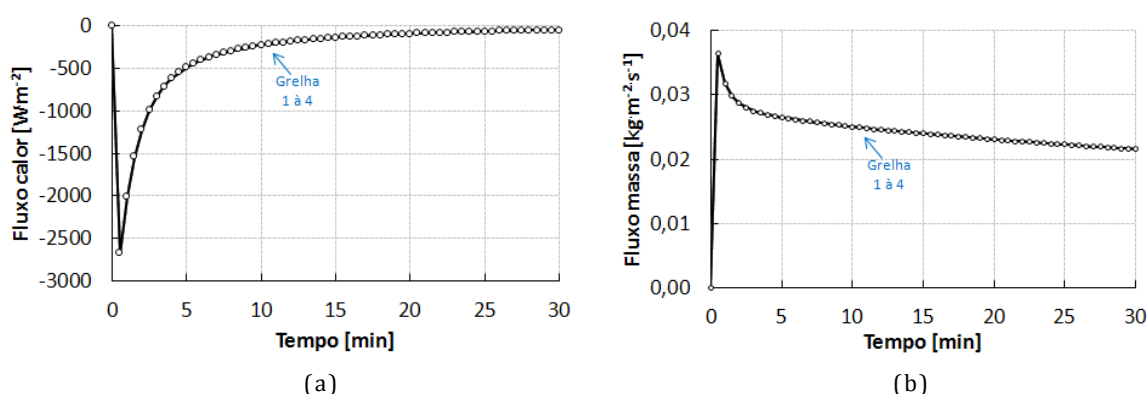
Nas extremidades do domínio (Figura B.1), prevê-se que os gradientes de concentração e temperatura sejam mais acentuados, por essa razão, será prudente refinar a grelha nestas zonas do domínio (A e C, Figura B.1). Assim sendo, construíram-se quatro grelhas com a distribuição de elementos indicada na Tabela G.1.

Tabela G.1 - Distribuição do número de elementos por cada grelha testada

Grelha	Nº elementos por zona			Total
	A	B	C	
1	400	376	400	1176
2	515	376	515	1406
3	2060	376	2060	4496
4	5150	3760	5150	14060

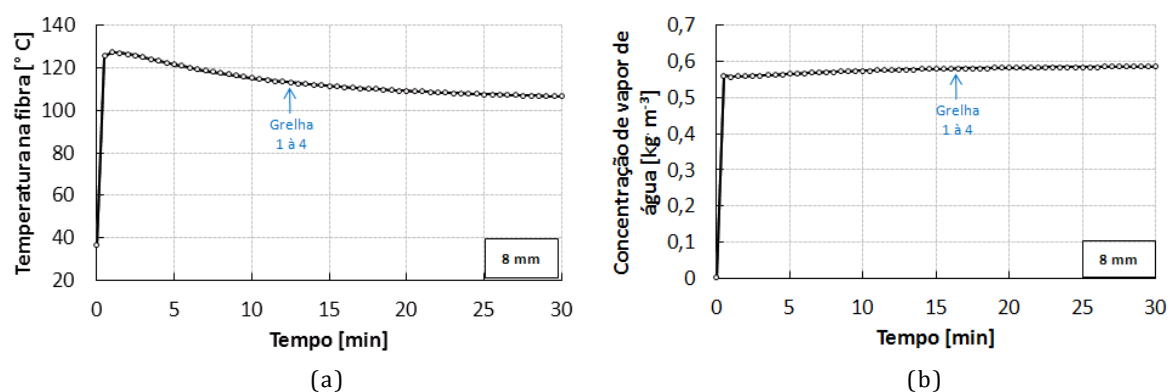
O solver utilizado consistiu no *Generalise-α*, com um passo de integração adaptável, podendo assumir o valor máximo de  $10^{-2}$  s. Como até este ponto não se averiguou a dependência dos resultados quanto ao passo de integração, optou-se por utilizar um passo bastante pequeno. O erro relativo e absoluto admissível foi de  $10^{-6}$ , tendo-se considerado discretização de segunda ordem para as várias equações.

O gás saturado em vapor de água entra pela fronteira 1 (Figura B.1) e escoa através dos poros do têxtil até à fronteira 2 (ver detalhes no subcapítulo 5.6.1). Em ambas as fronteiras do domínio a variação dos fluxos de calor e de massa ao longo do tempo deverá ser considerável. Por essa razão, avaliaram-se os fluxos de calor e massa em ambas as fronteiras, verificando-se que os resultados são praticamente independentes do número de elementos para todas as grelhas testadas. Tal poderá ser observado na Figura G.2, onde se apresentam os fluxos de calor e massa em função do tempo, obtidos na fronteira 1 do domínio. Os resultados para a fronteira 2 são semelhantes e como tal, não são aqui apresentados.



**Figura G.2 - Comparação entre os resultados obtidos com diferentes grelhas, na entrada do equipamento;**  
a) fluxo de calor e b) fluxo de massa

As restantes variáveis como a temperatura e concentração de vapor de água são também pouco influenciadas pelo número de elementos de grelha, ao longo de todo o domínio. Como exemplo, na Figura G.3, apresentam-se os valores de temperatura na fibra e concentração de vapor, num dos locais mais próximos da entrada do equipamento (a 8 mm do prato inferior do equipamento; Figura 5.11).



**Figura G.3 - Resultados obtidos com diferentes grelhas, a 8 mm da entrada (Figura 5.11); a) temperatura na fibra e b) concentração de vapor de água nos poros do têxtil**

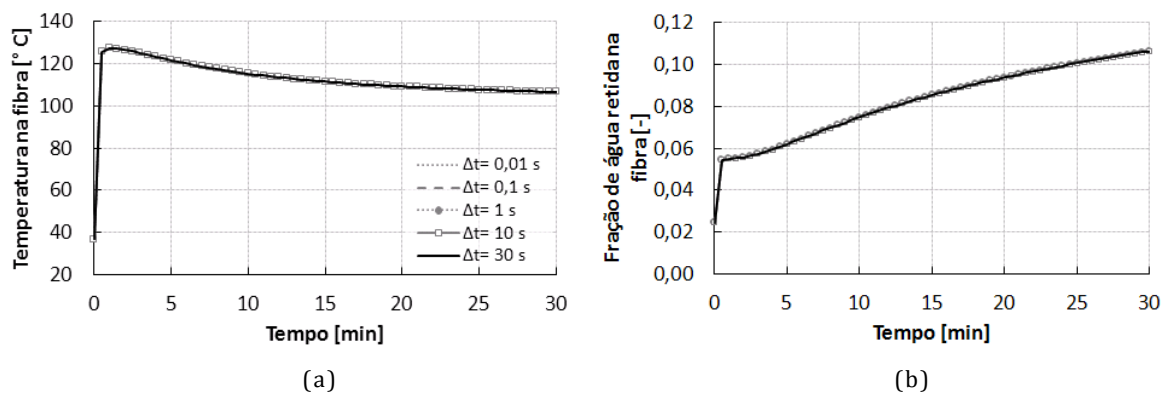
Também neste caso (Figura G.3), os resultados numéricos são pouco influenciados pelo número de elementos. Tal leva a concluir que uma grelha com uma distribuição de elementos como a grelha 1 (Tabela G.1) é adequada para resolver o sistema de equações em análise. Contudo, para garantir que o número de elementos é adequado, independentemente das condições fronteira impostas, utilizou-se uma grelha mais refinada, com uma distribuição de elementos igual à da grelha 2 (Tabela G.1).

## G.2. TESTES DO PASSO DE INTEGRAÇÃO (MÁXIMO)

Para avaliar a dependência dos resultados quanto ao passo de integração ( $\Delta t$ ) testaram-se 5 passos de integração, nomeadamente 30, 10, 1, 0,1 e 0,01 s (utilizado durante o teste de grelha). De referir que tal valor foi definido como o valor máximo do passo de integração, sendo o passo de integração alterado para valores mais pequenos sempre que necessário<sup>5</sup>. De facto, tal aconteceu durante os primeiros segundos das simulações em estudo, verificando-se um aumento gradual do passo de integração até o valor máximo imposto. Os resultados foram gravados de 30 em 30 segundos.

Na Figura B.3, apresentam-se os perfis de temperatura na fibra e fração de água líquida retida na fibra, a 8 mm da entrada do equipamento (Figura B.1).

<sup>5</sup> Study -> Time-Dependent Solver -> Time Stepping -> Maximum step: incremento\_tempo



**Figura G.4 – Resultados obtidos com diferentes passos de integração, a 8 mm do prato inferior do equipamento (Figura 5.11): a) temperatura na fibra e b) fração de água líquida retida na fibra**

Ao analisar a Figura B.3a e b verifica-se que os passos de integração máximos definidos não influenciam os resultados de temperatura na fibra nem a fração de água retida na fibra. O mesmo se verifica nas restantes zonas do domínio. Assim sendo, optou-se por utilizar o passo de integração máximo de 10s, gravando os resultados com a mesma periodicidade. Porém, caso se pretenda analisar os resultados para períodos de tempo mais pequenos, p. ex. quando um dado fenómeno ocorre em milésimas de segundo, será prudente utilizar passos de integração mais pequenos e gravar os resultados com a mesma periodicidade.

### G.3. CONDIÇÃO FRONTEIRA NO PRATO SUPERIOR DO EQUIPAMENTO

Na experiência apresentada no subcapítulo 5.6.1, o prato superior do equipamento é mantido a uma temperatura constante (100 °C; [20]), que permite a passagem de gás até ao meio ambiente. Os autores não referem que condição fronteira de concentração definiram no prato superior. Porém, o facto de haver escoamento de gás através do têxtil, desde o prato inferior do equipamento até o prato superior, torna as concentrações a montante da saída mais relevantes do que as a jusante. Para avaliar esta hipótese, analisou-se como a concentração de vapor de água definida na saída influenciava os resultados de temperatura na fibra, nas posições em que se comparam os resultados numéricos obtidos neste trabalho com os resultados obtidos pelo autor (Figura G.5). Avaliaram-se três concentrações de vapor de água na saída, nomeadamente,  $0,48 \times 10^{-3}$  (i. e. concentração a que o têxtil se encontra exposto no início da experiência) e  $1,8 \times 10^{-2} \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$  (i. e. correspondente a uma humidade relativa de 40 %, a 37 °C).

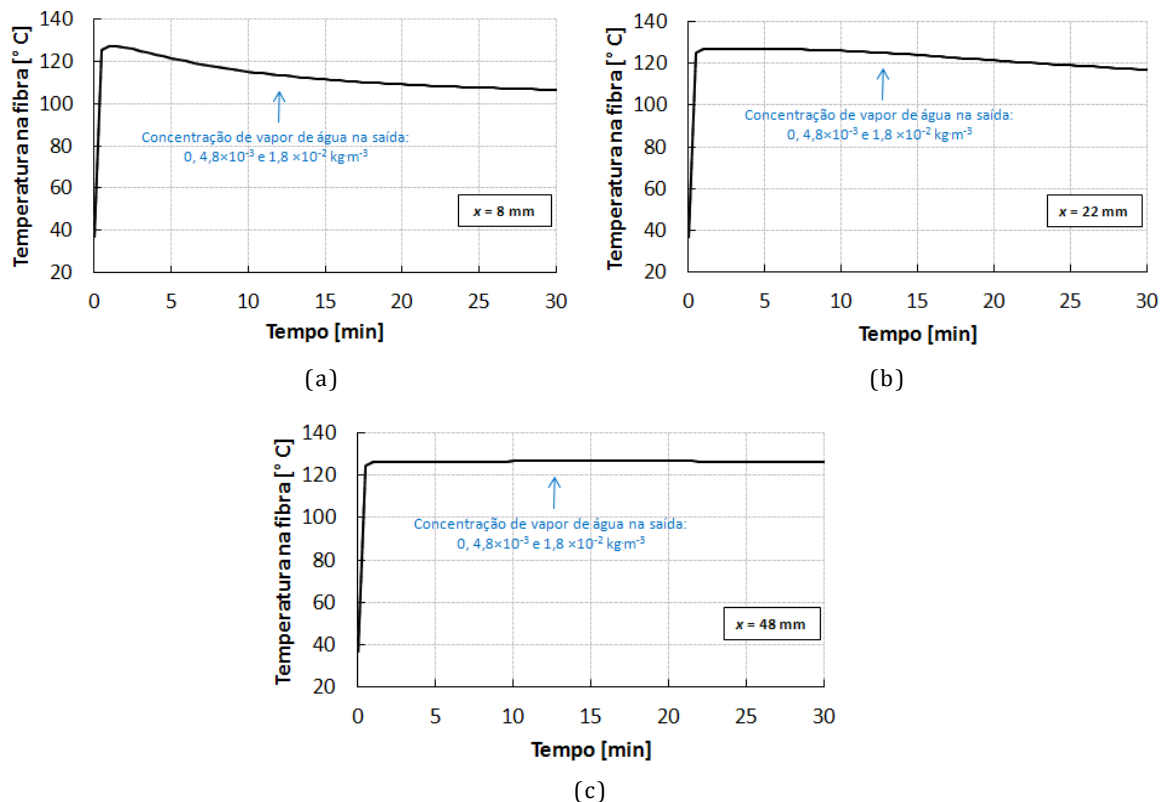


Figura G.5 – Comparação entre os perfis de temperatura na fibra obtidos com diferentes concentrações de vapor de água na saída do equipamento; resultados foram avaliados a diferentes distâncias da base do têxtil: a) a 8 mm, b) a 22 mm e c) a 48 mm

Ao analisar a Figura G.5 verifica-se que o perfil de temperatura na fibra em qualquer das zonas analisadas não é influenciado pela concentração de vapor de água na saída. Tal ocorre devido à prevalência da convecção face à difusão do vapor de água através dos poros do têxtil. A título de exemplo, na posição mais próxima da saída do equipamento (Figura G.5c), o fluxo de massa convectivo atinge um máximo de  $3,7 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s}^{-1}$  enquanto o fluxo de massa difusivo, para o mesmo momento, atinge um valor máximo de  $6,1 \times 10^{-7} \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{s}^{-1}$ . Assim sendo, conclui-se que, para as condições testadas, a concentração definida na saída do domínio não influencia os resultados de temperatura obtidos nas zonas a montante da saída.



## **ANEXO H. RESULTADOS COMPLEMENTARES DO SUBCAPÍTULO 6**

### **H.1. EMISSIVIDADE DA SUPERFÍCIE EXTERIOR DO VESTUÁRIO**

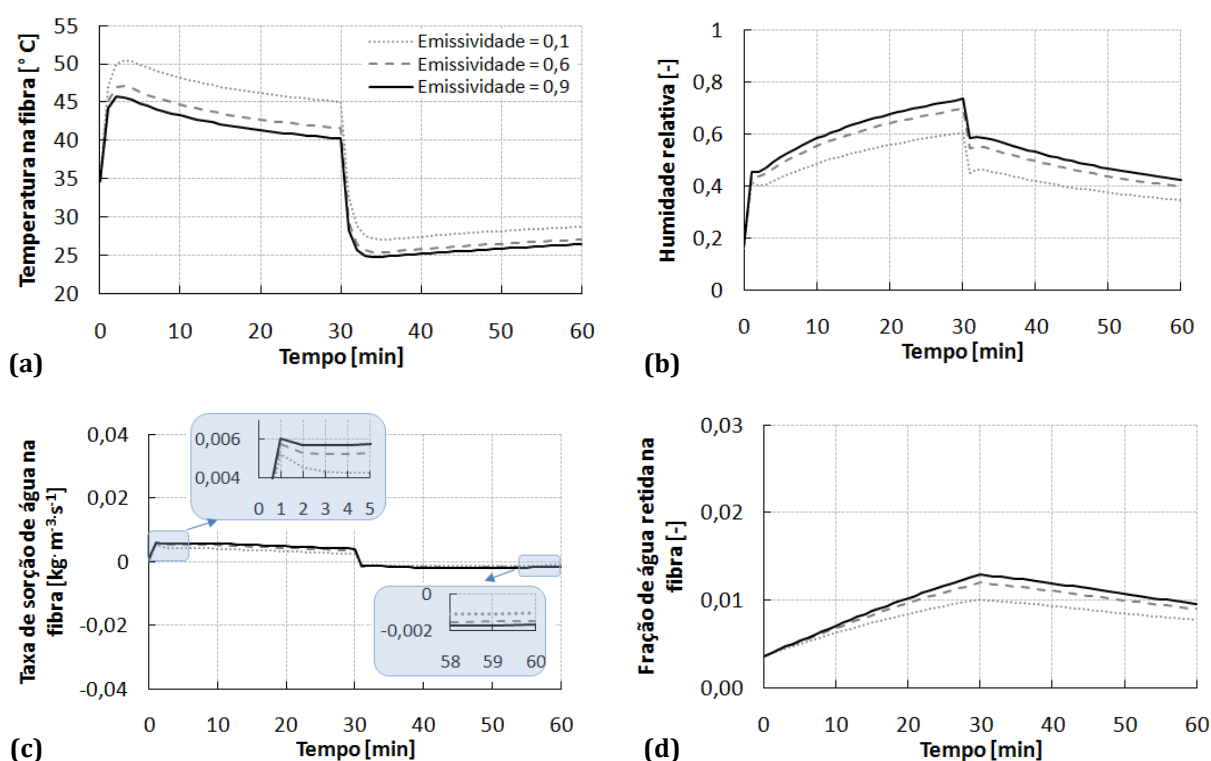
A emissividade de uma superfície influencia as trocas de calor por radiação entre a superfície e o ambiente envolvente. Neste subcapítulo, avalia-se o efeito da emissividade da superfície exterior do vestuário no desempenho do vestuário multicamada.

Os valores típicos de emissividade de têxteis variam entre 0,6 e 0,9 [23–25], tendo-se optado por analisar 2 valores nesta gama e um valor abaixo do limite mínimo. Desta forma, pretende-se avaliar um número alargado de soluções que passam por alterar a emissividade da superfície do vestuário.

Ao aumentar a emissividade da superfície exterior do vestuário, mais energia é removida por radiação para o ambiente, o que conduz à diminuição da temperatura na pele (Figura H.1a). Uma variação na emissividade de 0,8, leva a uma redução de 4,7 °C da temperatura máxima na pele (Figura H.1a). Com a diminuição de temperatura, a humidade relativa aumenta (Figura H.1b), o que leva a um aumento da taxa de sorção de água na fibra (Figura H.1c) e, por consequência, a um aumento da fração de água retida (Figura H.1d). Por exemplo, no final da fase I de teste (minuto 30, Figura H.1d), com uma emissividade 0,1 a fração de água retida na fibra é  $1,0 \times 10^{-2}$  e, com uma emissividade de 0,9, aumenta para  $1,3 \times 10^{-2}$ .

Na fase II de teste, a temperatura diminui (Figura H.1a) devido à diminuição do calor libertado pela pele, observando-se que, no caso da superfície com maior emissividade, a diminuição de temperatura é mais acentuada. De modo similar ao que ocorre na primeira fase I de teste, também neste caso, o facto da superfície apresentar uma maior emissividade leva a que mais energia seja removida por radiação, diminuindo, assim, a temperatura na pele (Figura H.1a). Com o evoluir do tempo, a temperatura na pele aumenta, no entanto, continua a existir uma diferença de temperatura na pele entre os vários casos de emissividades. Por exemplo, no fim de 60 minutos, a diferença de temperatura, quando se considera uma emissividade de 0,1 e 0,9, é de 2,3 °C.

De um modo geral, o aumento da emissividade da superfície exterior do vestuário, diminui a temperatura da pele (Figura H.1a) e aumenta ligeiramente a fração de água retida na fibra (Figura H.1d).



**Figura H.1 - Efeito da variação da emissividade da superfície exterior do vestuário sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida**

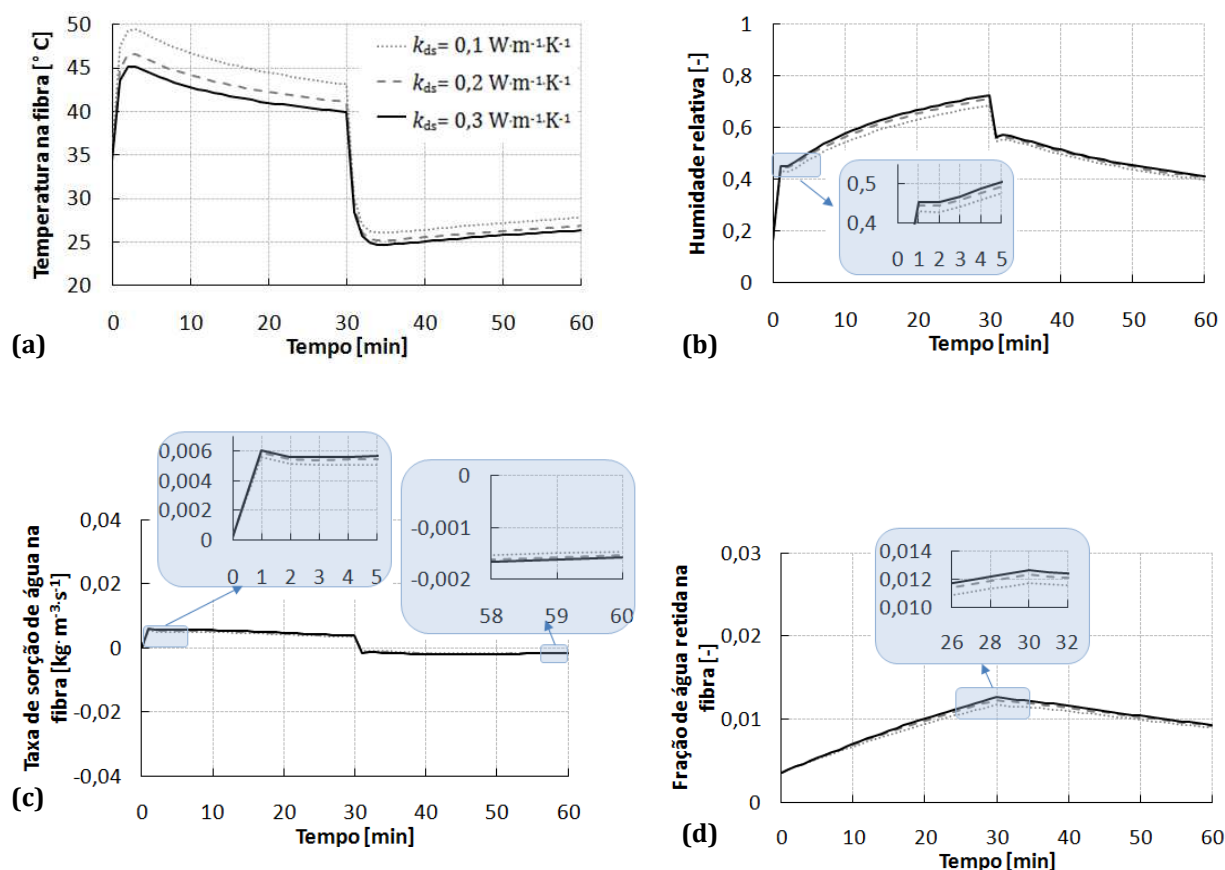
A emissividade da superfície de um têxtil pode ser alterada através da deposição de alumínio através de diferentes técnicas (p. ex. plasma e deposição de vapor [26]).

## H.2. CONDUTIVIDADE TÉRMICA DA FIBRA

A condutividade efetiva da fibra ( $k_{ds}$ ) influencia a condução de calor através da fase sólida (equação 5.16), pelo que, o aumento desta propriedade leva ao aumento do calor conduzido e consequente diminuição de temperatura na pele (Figura H.2a). Os valores de condutividade da fibra, utilizados neste estudo, são baseados em dados da literatura [22, 16].

Ao aumentar a condutividade da fibra da camada interna do vestuário, de 0,1 para 0,3  $\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$  (Figura H.2a), verifica-se uma diminuição da temperatura máxima na pele, de 49,4

para 45,2 °C. Esta diminuição (Figura H.2a), faz com que o teor de água nos poros aumente (Figura H.2b), levando a taxas de sorção e a frações de água na fibra mais elevadas (Figura H.2c e d, respetivamente). Apesar da sorção de água na fibra ser maior quando se utiliza uma fibra mais condutora (Figura H.2c), esse aumento na taxa de água é pouco significativo e como tal, a fração de água é pouco influenciada pela variação da condutividade da fibra (Figura H.2c).

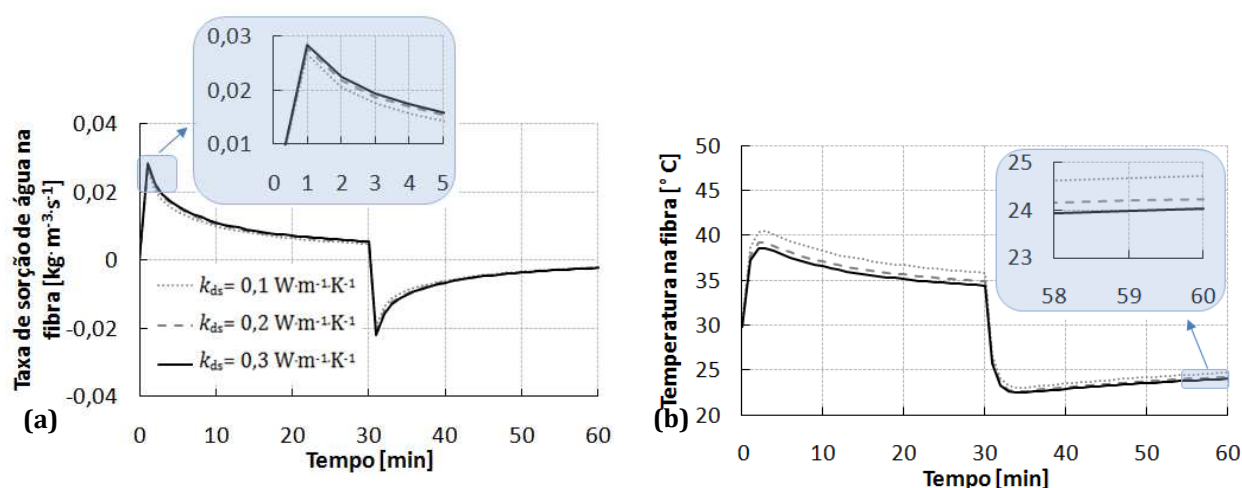


**Figura H.2 - Efeito da variação da condutividade térmica da fibra ( $k_{ds}$ ) da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura na fibra, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida na fibra**

Após 30 minutos (fase II, Figura 6.3), a taxa metabólica é reduzida, resultando numa diminuição brusca de temperatura na pele (Figura H.2a). A variação mais acentuada ocorre no caso da peça de vestuário com a camada interna mais condutora (0,3 W·m⁻¹·K⁻¹, Figura H.2a), uma vez que, a elevada condutividade permite a condução de mais calor através do vestuário. Em termos de teor de água junto da pele, observa-se que a humidade relativa diminui (Figura H.2b), o que faz com que a fibra passe a desorver água (taxa de sorção negativa, Figura H.2c) diminuindo, desta forma, a fração de água retida na fibra (Figura

H.2d). Por exemplo, para a fibra mais condutora, verifica-se que, dos 30 aos 60 minutos, a fração de água passa de  $1,2 \times 10^{-2}$  para  $0,9 \times 10^{-2}$  (Figura H.2d).

Na próxima análise, avalia-se o efeito de utilizar fibras com diferentes condutividades, na camada externa do vestuário (Figura H.3).

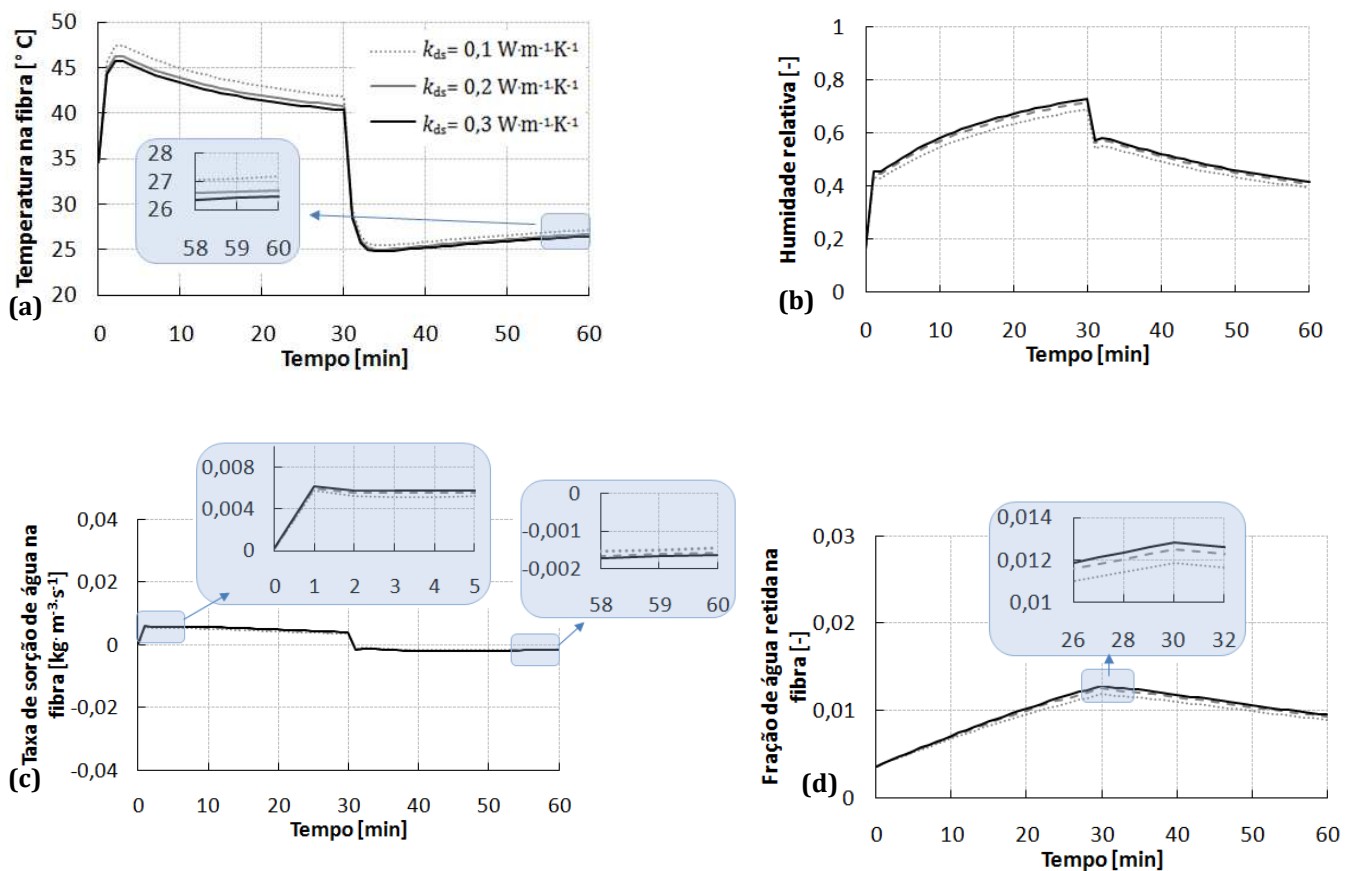


**Figura H.3 - Efeito da condutividade térmica da fibra ( $k_{ds}$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas no centro do vestuário, ao longo das diferentes fases de teste;**  
**a) taxa de sorção de água na fibra e b) temperatura na fibra**

No centro do têxtil (Figura H.3a) verifica-se que, ao considerar as fibras mais condutoras na camada externa do vestuário, a taxa de sorção de água aumenta pouco, sendo a variação da temperatura na pele mais significativa (Figura H.3b). Tal ocorre, pois com fibras mais condutoras, mais calor é conduzido desde a pele até ao ambiente e, por consequência a temperatura na pele diminui. Ao aumentar a condutividade das fibras da camada externa de 0,1 para  $0,3 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ , observa-se que, no centro do vestuário, ocorre uma diminuição da temperatura máxima de 47,4 para  $45,7^{\circ}\text{C}$ . Tal, leva a uma diminuição de temperatura na pele (Figura H.4a).

Como a temperatura local diminui (Figura H.4a), o teor de água nos poros aumenta (Figura H.4b), levando à sorção de mais água (Figura H.4c). Por exemplo, durante os primeiros 30 minutos (Figura H.4d), observa-se que, com as fibras mais condutoras, a fração de água aumenta de  $0,4 \times 10^{-2}$  para  $1,3 \times 10^{-2}$ . Na fase II do teste, a fração de água passa a diminuir (Figura H.4d) uma vez que, a taxa de sudoreção na pele é reduzida (Figura 6.3). Também nesta última fase de atividade, verifica-se que a temperatura na pele é menor quando se utilizam fibras mais condutoras na camada externa. Ao fim de 60 minutos

verifica-se que, um aumento de  $0,2 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$  da condutividade da fibra, resulta na diminuição da temperatura na pele de 27,2 para 26,5 °C (Figura H.4a).



**Figura H.4 - Efeito da variação da condutividade térmica da fibra ( $k_{ds}$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura na fibra, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida na fibra**

Em suma, a utilização de fibras com elevada condutividade térmica implica temperatura na pele mais baixa. Para o efeito, no momento da construção da peça de vestuário apenas é necessário utilizar fibras constituídas por um material pouco condutor.

### H.3. *REGAIN* DA FIBRA (CAMADA EXTERNA)

O *regain* da fibra consiste na razão entre a massa de água retida na fibra e a massa de fibra seca [4]. No subcapítulo 6.4.2, apresentou-se o efeito da alteração do *regain* da fibra que constitui a camada interna do vestuário, em contacto com a pele. Neste subcapítulo apresentam-se as previsões numéricas quando se altera a higroscopicidade das fibras da camada externa do vestuário. Avaliaram-se três valores de *regain* (0,07, 0,15 e 0,30), baseados em dados da literatura [4, 22, 16].

Na Figura H.5, apresentam-se os resultados obtidos no centro do vestuário quando a camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) é constituída por fibras com diferente capacidade de retenção de água. Ao aumentar o *regain* (ou higroscopicidade) da fibra da camada externa verifica-se, no centro do vestuário, um aumento da taxa de sorção de água (Figura H.5a) e, consequentemente, um aumento da temperatura (Figura H.5b). Este aumento de temperatura no centro faz com a temperatura na pele também aumente (Figura H.6a). Na Figura H.6a verifica-se um aumento da temperatura máxima na pele de 2,5 °C quando o *regain* aumenta de 0,07 para 0,3. Este aumento de temperatura, faz diminuir o teor de vapor de água nos poros do têxtil (Figura H.6b), e, consequentemente, menor quantidade de água é sorvida na fibra (Figura H.6c), o que implica frações de água retida reduzidas (Figura H.6d). Por exemplo, Figura H.6d observa-se que, no final da fase I de exercício (minuto 30), um aumento no *regain* da fibra de 0,07 para 0,3 resulta na diminuição da fração de água retida junto da pele de  $3,1 \times 10^{-3}$ .

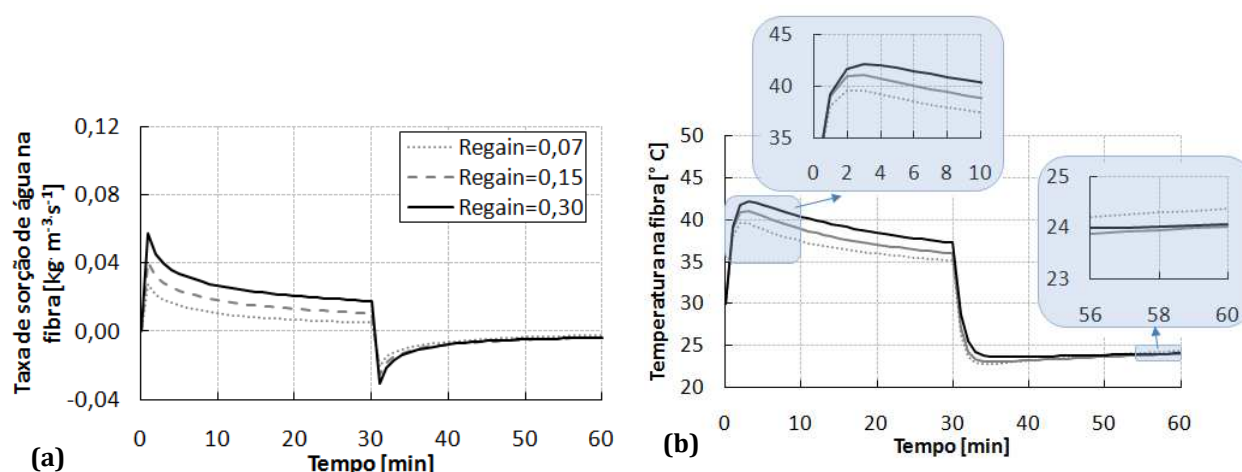
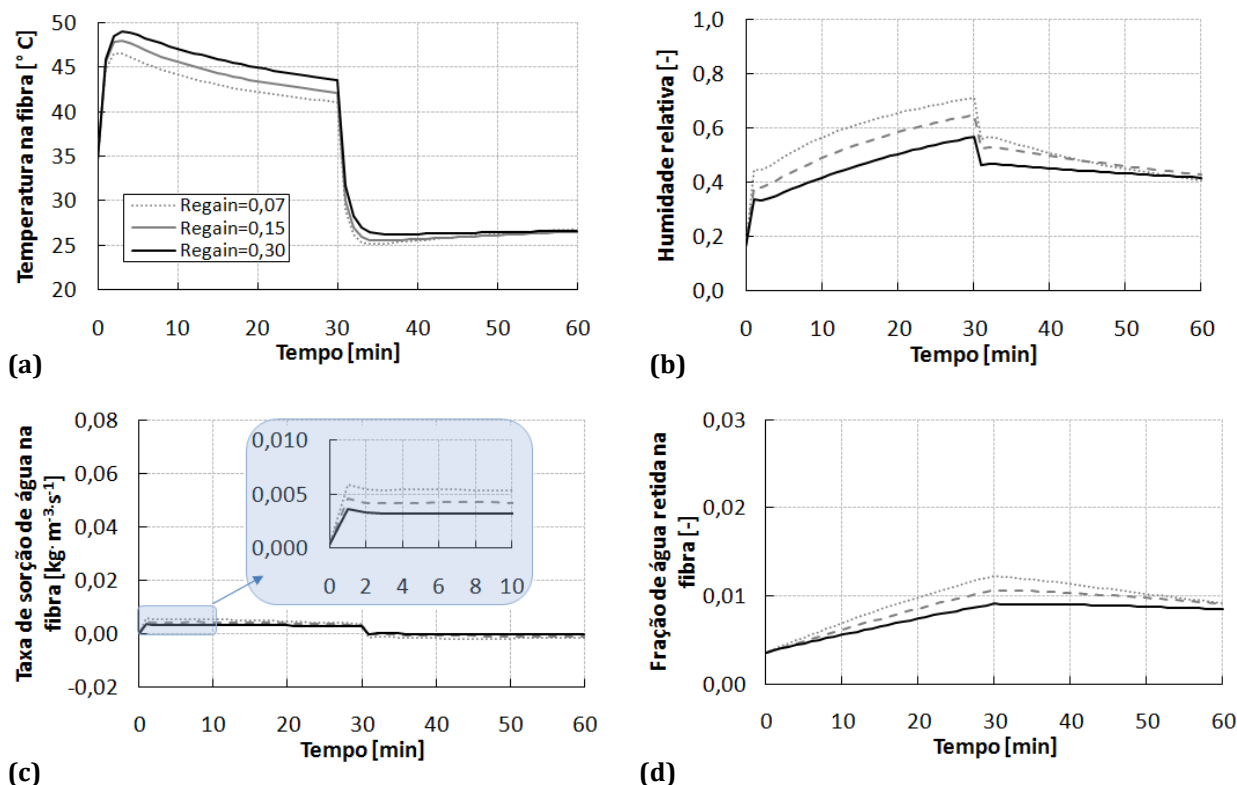


Figura H.5 - Efeito da variação do *regain* da fibra da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas no centro do vestuário, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra e b) temperatura na fibra



**Figura H.6 - Efeito da variação do *regain* da fibra da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura na fibra, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida na fibra**

Na fase II de teste (tempo superior a 30 minutos, Figura H.6a), o calor libertado pela pele diminui drasticamente (fase II, Figura 6.3b) e como tal, a temperatura na pele diminui (Figura H.6a), verificando-se que a maior temperatura na pele ocorre quando se utiliza umas fibras com elevado *regain*.

De um modo geral, durante a fase de atividade física intensa (fase I, Figura 6.3b), o aumento do *regain* das fibras da camada externa do vestuário leva a uma temperatura mais elevada e a uma fração de água retida junto da pele mais baixas (Figura H.6a e Figura H.6d, respetivamente).

#### H.4. MASSA VOLÚMICA DA FIBRA (CAMADA EXTERNA)

A massa volúmica da fibra ( $\rho_{ds}$ ) influencia o termo cumulativo do balanço energético da fase sólida (equação 6.2), a quantidade de água retida na fibra (equação 5.29) e as taxas de sorção de água proveniente do vapor de água e de água livre (equações 5.28 e 5.43, respetivamente). No subcapítulo 6.4.4, apresentou-se o efeito da alteração da massa volúmica da fibra que constitui a camada interna do vestuário, em contacto com a pele. Neste subcapítulo apresentam-se as previsões numéricas quando se altera a massa volúmica das fibras da camada externa do vestuário. Duas das massas volúmicas consideradas nesta análise, baseiam-se em valores reportados na literatura, nomeadamente 910 e 1550 kg·m<sup>-3</sup> [22, 27, 5]. Considerou-se ainda, um terceiro valor mais elevado (7850 kg·m<sup>-3</sup>; [28]), para avaliar o efeito dessas fibras sobre o desempenho de vestuário multicamada.

Os principais resultados obtidos quando se faz variar a massa volúmica da fibra, da camada externa do vestuário, são apresentados na Figura H.7.

Ao aumentar a massa volúmica da fibra da camada externa do vestuário, verifica-se que, no centro do vestuário, a taxa de sorção de água na fibra aumenta (Figura H.7a), resultando num aumento de temperatura local (Figura H.7b). Na Figura H.7b, observa-se que a temperatura máxima no centro aumenta 2,3 °C, quando se passa de uma massa volúmica da fibra de 910 para 7850 kg·m<sup>-3</sup>. Este aumento no centro do vestuário, também faz com que a temperatura na pele aumente (Figura H.8a).

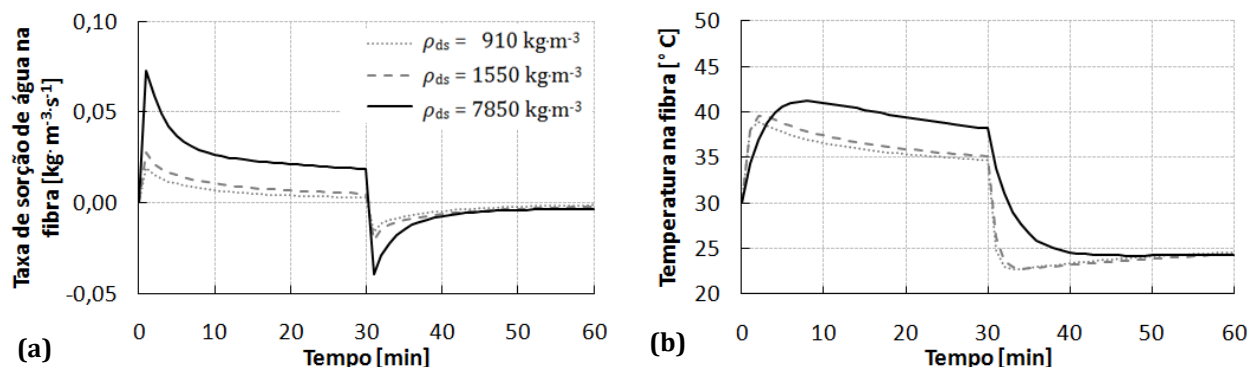


Figura H.7 - Efeito da variação da massa volúmica da fibra ( $\rho_{ds}$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas no centro do vestuário, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra e b) temperatura na fibra



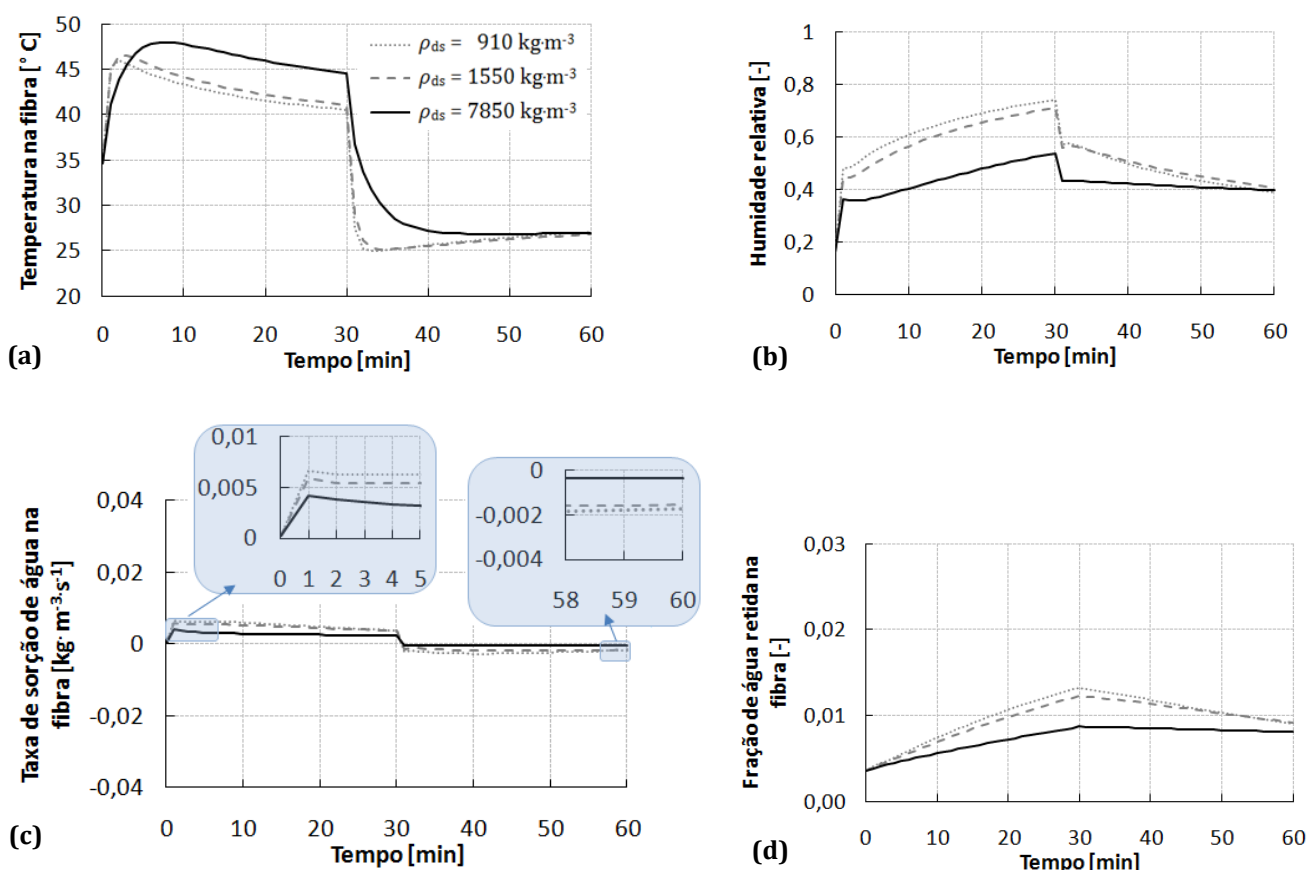


Figura H.8 - Efeito da variação da massa volúmica da fibra ( $\rho_{ds}$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida

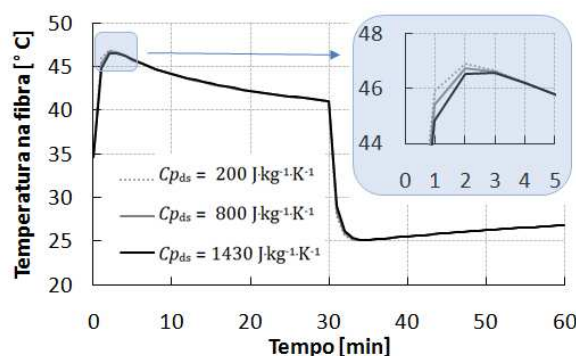
Na pele, verifica-se um aumento de 2,3 °C na temperatura máxima (Figura H.8a) quando se passa de uma massa volúmica da fibra de 910 (da camada externa do vestuário) para 7850  $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ . Tal aumento, leva à diminuição da humidade relativa (Figura H.8b), que, por consequência, faz baixar a taxa de sorção de água na fibra (Figura H.8c) e a fração de água retida na fibra (Figura H.8d). Ao final de 30 minutos, a fração de água obtida com a fibra mais densa é  $8,7 \times 10^{-3}$  e com a fibra menos densa é  $13,3 \times 10^{-3}$  (Figura H.8d).

Na fase II do teste, a diminuição de temperatura na pele é mais acentuada quando se utilizam fibras menos densas, na camada externa do vestuário (Figura H.8a). Tal resulta de, com este tipo de fibras, a temperatura diminuir a uma taxa mais elevada no centro do vestuário (Figura H.7b). A temperatura ao ser mais baixa, faz com que o teor de água nos poros seja maior (Figura H.8b), resultando em taxas de desorção de água mais elevadas (valores negativos, Figura H.8c). Com o passar do tempo, observa-se que a temperatura na pele assim como a fração de água retida (Figura H.8a e Figura H.8d, respetivamente), para as várias massas volúmicas de fibra, tendem para o mesmo valor.

## H.5. CALOR ESPECÍFICO DA FIBRA

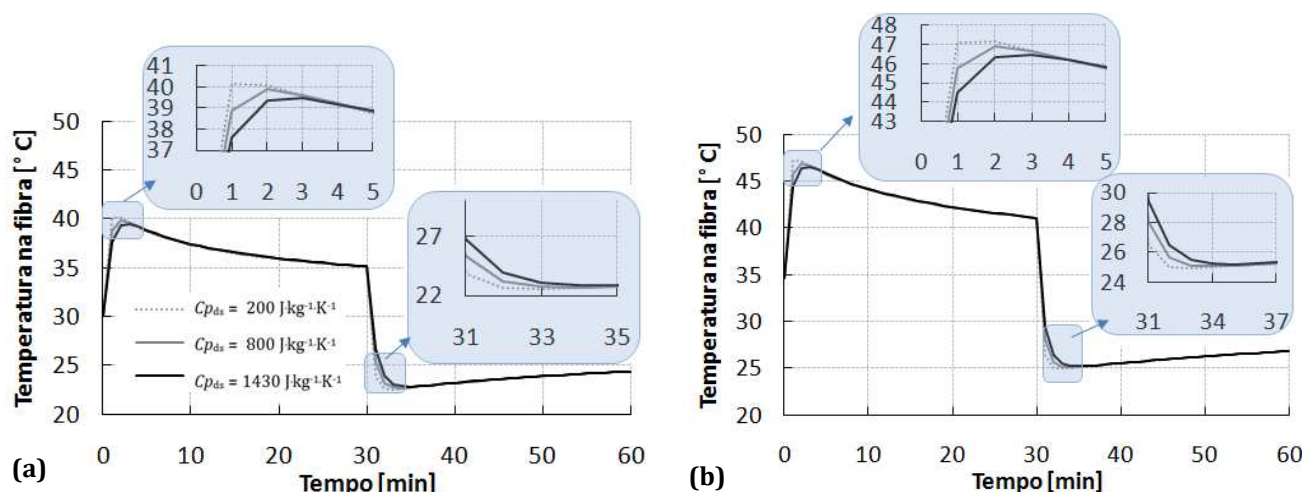
O calor específico da fibra ( $Cp_{ds}$ ) influencia o termo cumulativo do balanço energético da fase sólida (equação 6.2). Para analisar o efeito deste parâmetro sobre as taxas de transferência na peça multicamada, consideraram-se valores típicos de calores específicos de fibras [22, 16].

Na Figura H.9, observa-se que um aumento no calor específico da fibra da camada interna do vestuário, pouco influencia a temperatura na pele. Apenas durante o primeiro minuto, um aumento de  $1230 \text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$  no calor específico, provoca uma diminuição de  $1,1^\circ\text{C}$  na temperatura da pele. Ao fim de 2 minutos, a temperatura passa a ser a mesma, independentemente do calor específico da fibra (Figura H.9).



**Figura H.9 - Efeito da variação do calor específico ( $Cp_{ds}$ ) da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas de temperatura na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste**

Na camada exterior do vestuário, quando se aumenta o calor específico da fibra, verifica-se uma diminuição de temperatura no centro do vestuário (Figura H.10a). Porém, essa diminuição só ocorre durante os primeiros 3 minutos. Por exemplo, no minuto 1, ao aumentar o calor específico da fibra de 200 para  $1430 \text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ , a temperatura no centro do vestuário diminui de  $44,8$  para  $37,6^\circ\text{C}$  (Figura H.10a). No minuto 2, para os referidos calores específicos, a diferença entre temperaturas é de  $0,8^\circ\text{C}$  e, após os 3 minutos, essa diferença é pouco significativa (menor que a décima de grau). Como se pode observar na Figura H.10b, a temperatura na pele é pouco influenciada pela variação do calor específico da camada exterior.



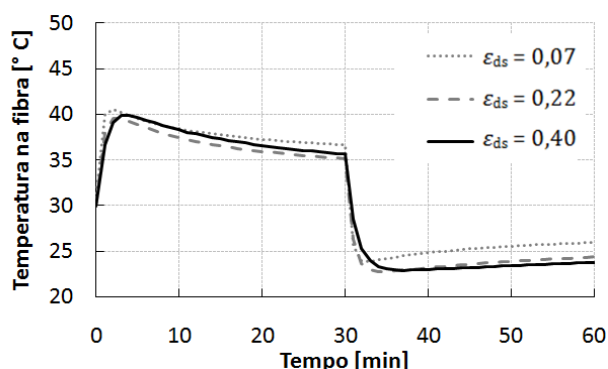
**Figura H.10 - Efeito da variação do calor específico ( $C_{p_{ds}}$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas de temperatura, ao longo das diferentes fases de teste; a) no centro do vestuário e b) na interface fibra-pele**

Nesta análise observou-se que, uma variação no calor específico da fibra, apenas faz variar a temperatura na pele durante os primeiros minutos de cada fase do teste. Por essa razão, conclui-se que, o calor específico da fibra não influencia significativamente o desempenho da peça de vestuário multicamada.

## H.6. FRAÇÃO DE FIBRA (CAMADA EXTERNA)

A fração de fibra do vestuário ( $\epsilon_{ds}$ ) influencia as propriedades relacionadas com o transporte de vapor de água, nomeadamente a difusividade efetiva do vapor de água através do vestuário (equação 5.39), as taxas de condensação e de evaporação de água livre (equações 5.31 e 5.32, respetivamente) e as taxas de sorção água proveniente do vapor de água e de água livre (equações 5.28 e 5.43, respetivamente). No subcapítulo 6.4.5, estudou-se o efeito de uma alteração na fração de fibra da camada interna do vestuário. Neste subcapítulo, pretende-se avaliar um efeito similar, agora relacionado com a fração de fibra da camada externa. Nesta análise, consideram-se valores de fração de fibra experimentais (capítulo 4) e da literatura [22, 27, 5].

Na Figura H.11 apresenta-se a temperatura na pele, quando se faz variar a fração de fibra, da camada externa do vestuário.

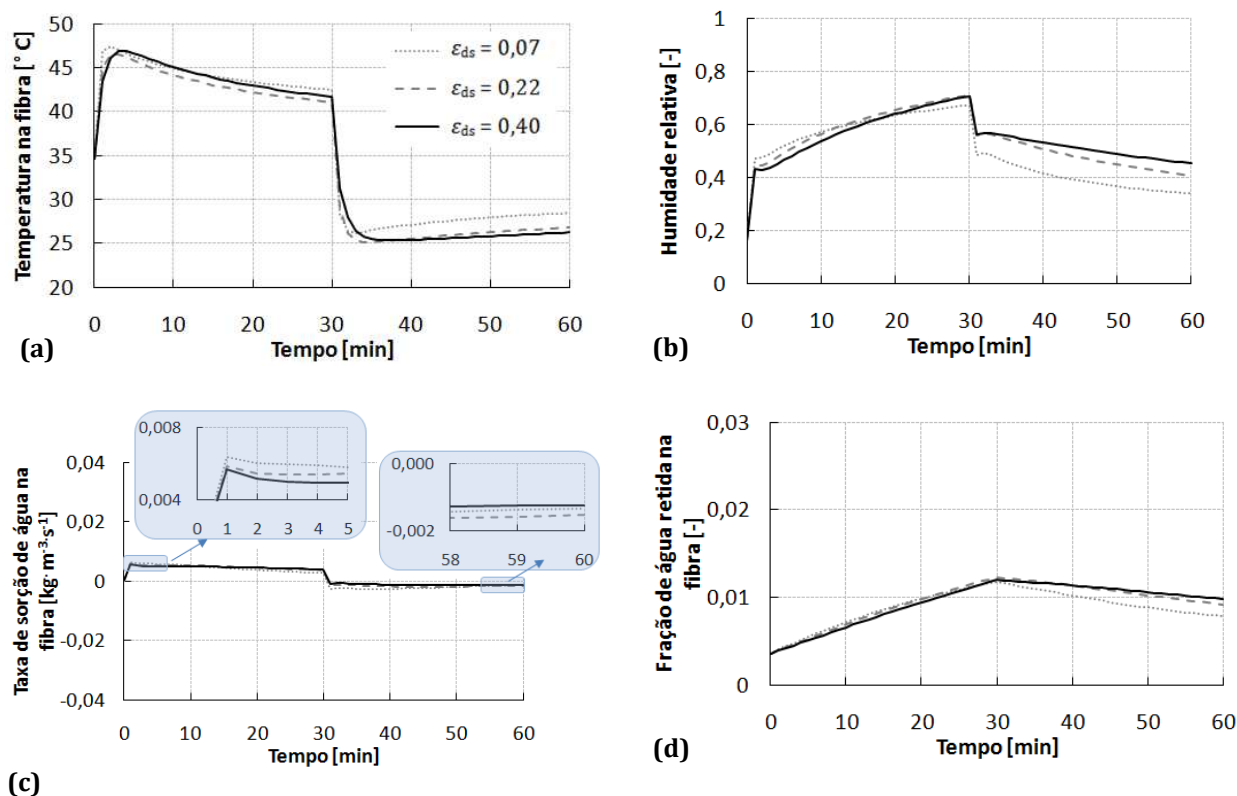


**Figura H.11 - Efeito da variação da fração de fibra ( $\epsilon_{ds}$ ) da camada externa do vestuário (camada B , Figura 6.2b) sobre a temperatura no centro do vestuário, ao longo das diferentes fases de teste**

A variação de temperatura no centro do vestuário, altera o gradiente de temperaturas entre a pele e a camada externa, o que, por consequência, provoca uma alteração de temperatura na pele (Figura H.12a). Por exemplo, a temperatura máxima na pele é 42,5 °C para a menor fração de fibra, diminuindo para 41,7 °C quando se utiliza a maior fração de fibra (Figura H.12a). Com o evoluir do tempo, a temperatura diminui, verificando-se que, a partir dos 15 minutos, a maior temperatura na pele é obtida para a fração de fibra de 0,07 (Figura H.12a). Esta diminuição de temperatura implica um aumento local da humidade relativa (Figura H.12b), da taxa de sorção de água (Figura H.12c) e da fração de água na fibra (Figura H.12d).

Na fase II de teste (Figura H.12a), observam-se as tendências, entre a fração de fibra e a temperatura na pele, que foram obtidas na análise da camada interna (Figura 6.10c). Na Figura H.12a, verifica-se que, no final da fase II de teste, um aumento da fração de fibra da camada externa provoca um aumento de temperatura na pele (Figura H.12a). No final (Figura H.12a), uma variação de 0,33 na fração de fibra da camada externa, resulta numa variação de 2,2 °C na temperatura da pele.

Dos resultados obtidos conclui-se que a diminuição da fração de fibra da camada externa do vestuário conduz a uma temperatura na pele mais elevada, durante as fases de I e II.

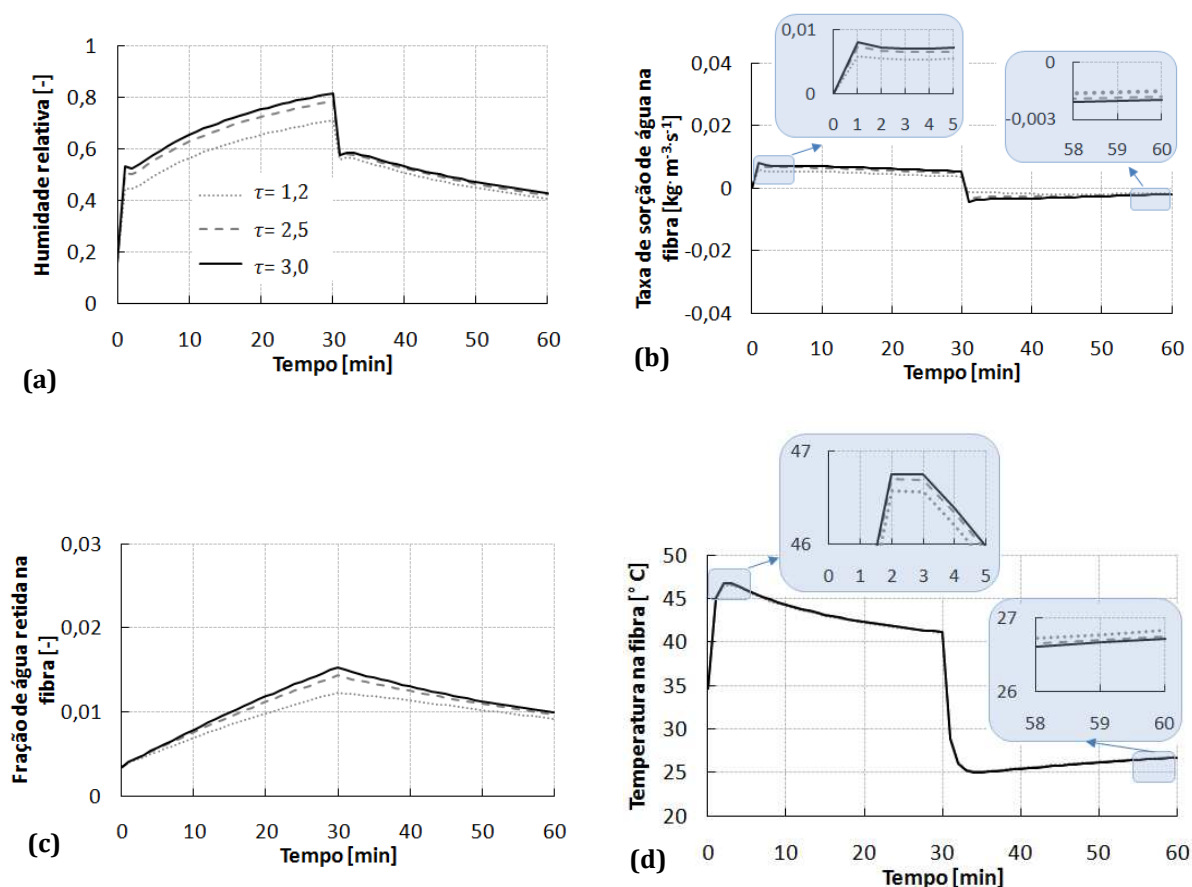


(c) **Figura H.12 - Efeito da variação da fração de fibra ( $\epsilon_{ds}$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b), sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida**

## H.7. TORTUOSIDADE DA PEÇA DE VESTUÁRIO

A tortuosidade ( $\tau$ ) caracteriza a estrutura interna do vestuário e, por essa razão, uma variação neste parâmetro afeta o transporte do vapor de água, por difusão, através do vestuário (equação 5.39). Nesta análise, avaliaram-se três valores de tortuosidade, reportados na literatura [22, 16] e obtidos nos ensaios de caracterização de têxteis (capítulo 4).

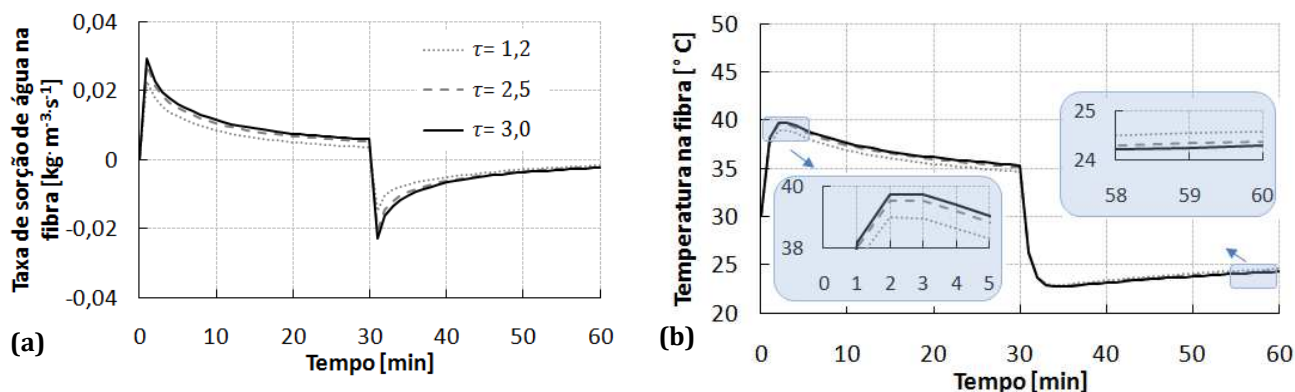
Um aumento da tortuosidade implica um aumento na resistência evaporativa do vestuário (equação 4.13). Como tal, quando se utilizam valores elevados de tortuosidade, junto da pele que liberta uma taxa de sudção elevada, verifica-se um aumento no teor de água nos poros do têxtil (Figura H.13a).



**Figura H.13 - Efeito da variação da tortuosidade ( $\tau$ ) da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) humidade relativa, b) taxa de sorção de água na fibra, c) fração de água retida e d) temperatura**

O aumento da humidade relativa (Figura H.13a), faz com que mais água seja sorvida na fibra (Figura H.13b), levando a um aumento da fração de água (Figura H.13c) e a um pequeno aumento da temperatura máxima (Figura H.13d). Porém, este pequeno aumento da temperatura na pele ocorre apenas durante os primeiros 5 minutos (Figura H.13d). Por exemplo, ao aumentar a tortuosidade de 1,2 para 3, a temperatura máxima aumenta somente 0,2 °C. Também na fase II de teste (tempo superior a 30 minutos), as oscilações da temperatura na pele são pouco significativas (Figura H.13d), observando no final de 60 minutos uma variação máxima de temperatura de 0,1 °C.

De seguida analisa-se o efeito da tortuosidade da camada exterior do vestuário. Na Figura H.14, apresentam-se as previsões da taxa de sorção de água e da temperatura no centro do vestuário, quando se altera a tortuosidade da camada exterior do vestuário.



**Figura H.14 - Efeito da variação da tortuosidade ( $\tau$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas no centro do vestuário, ao longo das diferentes fases de teste; a) taxa de sorção de água na fibra e b) temperatura na fibra**

De modo similar ao que ocorre, quando se altera a tortuosidade da camada interna do vestuário, também ao aumentar a tortuosidade da camada externa de 1,2 para 3, mais água é sorvida pela fibra (Figura H.14a), ocorrendo um aumento de temperatura no centro do vestuário de 0,8  $^{\circ}\text{C}$  (Figura H.14b). Tal, leva a um aumento de temperatura máxima na pele, neste caso também de 0,8  $^{\circ}\text{C}$  (Figura H.15a).

Em termos de água retida no vestuário, observa-se que, o aumento da tortuosidade da camada externa, conduz a humidades relativas mais elevadas (Figura H.15b), o que, por consequência, resulta em taxas de sorção e fração de água maiores (Figura H.15c e d, respetivamente). Na Figura H.15d observa-se que, um aumento na tortuosidade de 2, provoca um aumento da fração de água retida junto à pele de  $3,2 \times 10^{-3}$  e de  $0,7 \times 10^{-3}$ , aos 30 e 60 minutos, respetivamente.

Na fase II do teste, verifica-se que a diferença máxima entre a temperatura na pele, quando a camada externa apresenta tortuosidades de 1,2 e 3 é de 0,4  $^{\circ}\text{C}$ , no minuto 60 (Figura H.15a).

Dos resultados obtidos conclui-se que o desempenho da peça é pouco influenciado pela tortuosidade das camadas de vestuário. Além disso, do ponto de vista de construção, a tortuosidade é um parâmetro difícil de controlar durante o processo de produção do têxtil (na literatura é reportado que não conseguem garantir sempre a mesma orientação e distribuição das fibras que constituem o têxtil; [29]).

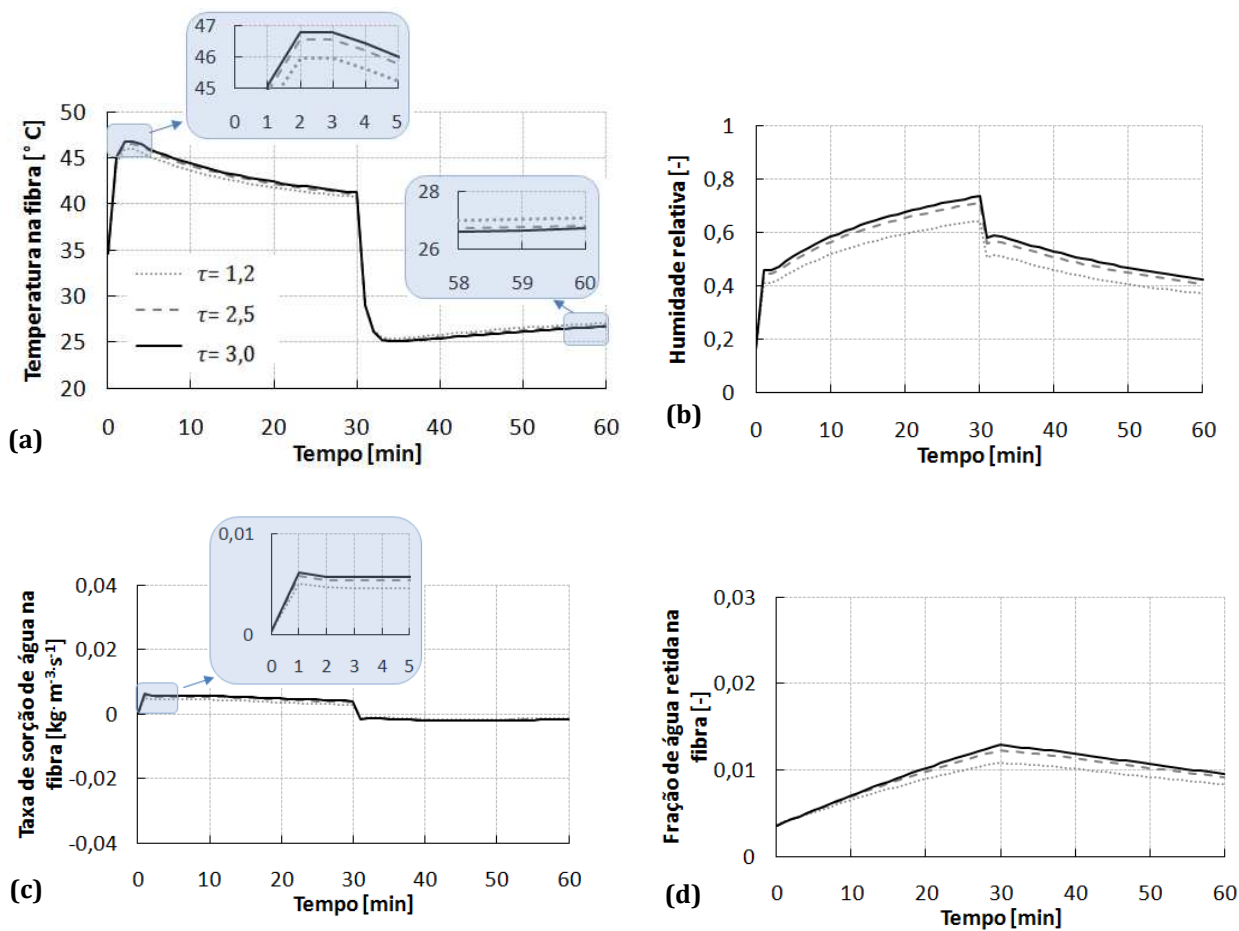


Figura H.15 - Efeito da variação da tortuosidade ( $\tau$ ) da camada externa do vestuário (camada B, Figura 6.2b) sobre as previsões numéricas na interface fibra-pele, ao longo das diferentes fases de teste; a) temperatura, b) humidade relativa, c) taxa de sorção de água na fibra e d) fração de água retida



# **ANEXO I. ANÁLISE DO DESEMPENHO DE DIVERSAS PROPRIEDADES DE UMA PEÇA DE VESTUÁRIO MULTICAMADA – PROCESSO AUTOMATIZADO**

## **I.1. PROPRIEDADES E CARACTERÍSTICAS ANALISADAS**

No subcapítulo 6.4, avaliou-se o efeito de algumas características dos materiais têxteis no seu desempenho térmico. Com a ferramenta de automatização, realizou-se um estudo similar, porém, para um maior número de conjugações de propriedades e características. Para tornar o processo de automatização mais expedito, desenvolveu-se uma interface em MatLab (Figura I.1) que permite definir, de um modo sistemático, os diversos parâmetros da simulação.

A interface permite definir: o tipo de estudo (neste caso “*HMTT+Optimisation Process*”; Figura I.1a), as condições ambientais, tempo total de simulação e passo de integração (Figura I.1b), assim como as propriedades da peça de roupa que se pretende analisar (Figura I.1c). Por fim, para dar início ao cálculo numérico é necessário selecionar o botão “*Run*”, da Figura I.1d. Esta ferramenta permite ainda realizar outros tipos de estudos, nomeadamente a simulação da termorregulação do corpo (“*Thermorregulation*”; Figura I.1a), a simulação da transferência de calor e massa através do vestuário (sem considerar o processo de automatização; “*HMTT*” da Figura I.1a) e a integração da termorregulação do corpo com a transferência de calor e massa no vestuário (“*TR+HMTT*”, da Figura I.1a).

Os parâmetros do vestuário em estudo são definidos na interface Figura I.1c, em que na primeira coluna define-se um parâmetro (p. ex. fração de fibra), na segunda coluna o nome da camada a que se refere o parâmetro (p. ex. A [camada interna do vestuário] ou B [camada externa do vestuário]) e na última coluna, listam-se os valores do parâmetro, separados por ponto e vírgula. Cada linha da Figura I.1c corresponde a um novo parâmetro. Durante o processo iterativo, um dos parâmetros é fixo (p. ex. fração de fibra), atribuindo-se diferentes valores a um segundo parâmetro (p. ex. espessura), construindo e exportando os principais gráficos (p. ex. de temperatura, fluxo de calor na pele, etc.) e compilando em tabelas resumo a temperatura na pele.

Posto isto, a ferramenta desenvolvida permitiu avaliar o desempenho térmico de peças de vestuário multicamada, para diferentes conjugações de propriedades e características dos materiais da peça. Como ponto de partida, consideraram-se as mesmas características e propriedades do vestuário utilizado no subcapítulo 6.4 (propriedades base na Tabela 6.4). Nesta nova análise, estudaram-se algumas propriedades da camada interna do vestuário, assim como a espessura da peça e a emissividade da superfície externa (Tabela I.1), avaliando assim o efeito desses parâmetros sobre a temperatura na pele de um indivíduo que realiza diferentes níveis de atividade ao longo do tempo (Figura 6.3).

Após conjugar os vários parâmetros da Tabela I.1 obtiveram-se tabelas resumo da temperatura na pele. Em pós-processamento, pretendeu-se identificar os parâmetros do vestuário que proporcionam temperaturas na pele entre 34 e 40 °C, uma vez que, de acordo com a literatura, a temperatura média na pele é 34 °C [30, 5, 31], podendo apresentar valores superiores, sem nunca exceder os 40 °C (valor referido como o limiar da dor [30]).

Select the type of simulation

☐ Thermoregulation (TR)
☐ Heat and mass transfer in textile (HMTT)
☐ HMTT + Optimisation process (OP)
☒ TR + HMTT

Next >>

(a)

General configurations

Ambient conditions

Ambient temperature [°C]
Relative humidity [%]
Air velocity [m/s]

Simulation time

Total time [min]
Time-step (TR) [s]
Time-step (HMTT) [s]
Save results at each time increment [min]

<< Back    Next >>

(b)

Textile variables to optimise (OP)

Import new values

	Variable name	Where to change	Values list
1			
2			
3			
4			
5			
6			
7			
8			
9			
10			
11			
12			
13			
14			
15			
16			
17			

<<    >>

<< Back    Next >>

(c)

Run

<< Back

(d)

**Figura I.1 - Interface desenvolvida para correr vários tipos de estudos; sequência de janelas que permite definir vários parâmetros do vestuário e analisar o seu efeito sobre o desempenho térmico da peça**

**Tabela I.1 - Parâmetros analisados para a camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b) e de toda a peça**

Parâmetros analisados	Unidade	Valores atribuídos		
Fração de fibra	[-]	0,07	0,22	0,40
<i>Regain</i>	[-]	0,07	0,15	0,30
Condutividade fibra	[W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	0,14	0,16	0,20
Massa volúmica da fibra	[kg.m <sup>-3</sup> ]	1140	1300	1550
Fator de sorção	[s <sup>-1</sup> ]	1,3 × 10 <sup>-3</sup>	5 × 10 <sup>-3</sup>	1 × 10 <sup>-2</sup>
Emissividade camada externa	[-]	0,7	0,8	0,9
Espessura da peça	[m]	1,0 × 10 <sup>-3</sup>	2,5 × 10 <sup>-3</sup>	5,0 × 10 <sup>-3</sup>

## I.2. RESULTADOS DE TEMPERATURA NA PELE

Ao conjugar as 7 variáveis apresentadas na Tabela I.1, cada uma com 3 valores atribuídos, obtém-se um total de 189 combinações<sup>6</sup> de peças de vestuário. Para avaliar o desempenho de todas essas peças, apresentam-se de seguida, tabelas resumo da temperatura na pele (Tabela I.2, Tabela I.3 e Tabela I.4), identificando os casos em que a temperatura encontra-se dentro da gama ótima (i. e. entre 34 e 40 °C).

Na Tabela I.2 apresentam-se temperaturas máximas na pele obtidas durante a fase I de teste. Por exemplo, ao considerar que a camada interna é constituída por fibras com *regain* de 0,15 (segunda coluna), verifica-se que, a temperatura máxima diminui quando se aumenta a fração de fibra. Em todas as combinações entre o *regain* e a fração de fibra, observa-se que a temperatura na pele é superior ao limite máximo (40 °C). Da Tabela I.2, retira-se que apenas com uma espessura de 1 mm a temperatura máxima na pele é menor que 40 °C.

---

<sup>6</sup> Número de combinações = (número\_variáveis - 1)\*(número\_variáveis/2)\*(número\_valores)<sup>2</sup>

**Tabela I.2 - Combinação de algumas propriedades da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b); temperatura máxima na pele (fase I, Figura 6.3) e identificação dos casos em que a temperatura varia entre 34 e 40 °C**

		Regain da fibra [-]			Condutividade térmica [W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]			Massa volúmica [kg·m <sup>-3</sup> ]			Coeficiente de difusão [m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup> ]			Espessura total [mm]			Emissividade [-]		
		0,07	0,15	0,30	0,1	0,2	0,3	910	1550	7850	6 × 10 <sup>-15</sup>	6 × 10 <sup>-13</sup>	6 × 10 <sup>-10</sup>	1	2,5	5	0,7	0,8	0,9
Fração de fibra [-]	0,07	46,4	46,6	46,9	49,4	46,6	45,2	46,5	46,7	47,6	45,6	46,4	49,1	39,5	46,6	56,2	50,4	47,1	45,7
	0,22	43,1	44,0	45,2	45,3	44,0	43,4	43,7	44,2	46,2	41,6	43,7	47,5	38,0	44,0	52,2	47,8	44,5	43,1
	0,40	42,6	44,0	45,5	44,9	44,0	43,6	43,5	44,3	46,4	40,3	43,7	47,2	38,4	44,0	51,7	47,9	44,5	43,1
Regain da fibra [-]	0,07	—	—	—	49,6	46,4	44,9	46,4	46,4	46,7	45,9	46,3	47,5	39,4	46,4	55,8	50,2	46,9	45,5
	0,15	—	—	—	49,4	46,6	45,2	46,5	46,7	47,6	45,6	46,4	49,1	39,5	46,6	56,2	50,4	47,1	45,7
	0,30	—	—	—	49,1	46,9	45,7	46,6	47,0	48,3	45,1	46,7	50,6	39,7	46,9	56,7	50,8	47,4	46,0
Condutivida de térmica [W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]	0,1	—	—	—	—	—	—	49,3	49,5	50,2	48,4	49,3	51,7	41,4	49,4	59,9	53,2	49,9	48,5
	0,2	—	—	—	—	—	—	46,5	46,7	47,6	45,6	46,4	49,1	39,5	46,6	56,2	50,4	47,1	45,7
	0,3	—	—	—	—	—	—	45,1	45,3	46,3	44,2	45,0	47,8	38,7	45,2	54,2	49,1	45,7	44,3
Massa volúmica [kg·m <sup>-3</sup> ]	910	—	—	—	—	—	—	—	—	—	45,8	46,4	48,5	39,4	46,5	56,0	50,3	47,0	45,6
	1550	—	—	—	—	—	—	—	—	—	45,5	46,5	49,6	39,6	46,7	56,3	50,5	47,2	45,8
	7850	—	—	—	—	—	—	—	—	—	43,5	47,3	50,7	40,4	47,6	57,1	51,3	48,1	46,7
Coeficiente de difusão [m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup> ]	6 × 10 <sup>-15</sup>	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	39,0	45,6	54,5	49,4	46,1	44,7
	6 × 10 <sup>-13</sup>	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	39,5	46,4	56,1	50,3	47,0	45,6
	6 × 10 <sup>-10</sup>	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	42,5	49,1	57,9	52,5	49,6	48,4
Espessura total [mm]	1,0	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	43,3	40,0	38,6
	2,5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	50,4	47,1	45,7
	5,0	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	59,7	56,7	55,4

Temperatura entre os 34 e 40 °C, durante toda a fase I de teste

Temperatura máxima entre os 34 e 40 °C

Os resultados identificados a roxo na Tabela I.2 e Tabela I.3 identificam os casos em que a temperatura na pele, máxima e passados 30 minutos, varia entre os 34 e 40 °C. Tal ocorre quando a espessura da peça de vestuário é 1 mm, a condutividade da fibra é maior que 0,1 W·m<sup>-1</sup>·K<sup>-1</sup> e a massa volúmica da fibra menor que 7850 kg·m<sup>-3</sup>.

Na Tabela I.3, apresenta-se a temperatura na pele após 30 minutos de exercício (fase I, Figura 6.3) e identificam-se os casos em que a temperatura na pele varia entre 34 e 40 °C. Na Tabela I.3 observa-se que passados 30 minutos existem combinações de propriedades do vestuário que permitem obter temperaturas dentro da gama de conforto (34 e 40 °C), como é o caso da camada interna constituída por fibras com *regain* de 0,15 e fração de fibra de 0,22.

No final da fase II de teste (Tabela I.4) verifica-se que, das combinações avaliadas, não existe nenhuma que permita uma temperatura na pele de, pelo menos, 34 °C. Como seria de esperar, as temperaturas mais elevadas são observadas quando se utiliza uma peça de vestuário mais espessa.

Dos resultados obtidos conclui-se que, durante a fase I de teste, obtém-se uma variação na temperatura da pele entre 34 e 40 °C, quando o vestuário tem 1 mm de espessura, a condutividade da fibra é maior que 0,1 W·m<sup>-1</sup>·K<sup>-1</sup> e a massa volúmica da fibra é menor que 7850 kg·m<sup>-3</sup> (Tabela I.2 e Tabela I.3). Na fase II de teste, em todos os casos analisados, obtém-se uma temperatura na pele mais baixa que a mínima (34 °C).

**Tabela I.3 - Combinação de algumas propriedades da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b); temperatura na pele após 30 minutos de exercício (fase I, Figura 6.3) e identificação dos casos em que a temperatura varia entre 34 e 40 °C**

		Regain da fibra			Condutividade térmica			Massa volúmica			Coeficiente de difusão			Espessura total			Emissividade			
		[-]			[Wm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> ]			[kgm <sup>-3</sup> ]			[m <sup>2</sup> s <sup>-1</sup> ]			[mm]			[-]			
		0,07	0,15	0,30	0,1	0,2	0,3	910	1550	7850	6 × 10 <sup>-15</sup>	6 × 10 <sup>-13</sup>	6 × 10 <sup>-10</sup>	1	2,5	5	0,7	0,8	0,9	
Fração de fibra	[-]	0,07	41,2	41,1	41,1	43,1	41,1	40,0	40,9	41,2	43,2	41,0	41,1	40,8	34,7	41,1	51,1	45,0	41,6	40,2
		0,22	38,6	39,6	41,0	40,6	39,6	39,1	39,0	40,0	44,6	37,3	39,6	39,7	34,0	39,6	48,7	43,6	40,1	38,7
		0,40	38,8	40,4	42,3	41,1	40,4	40,0	39,5	40,9	46,2	36,5	40,3	40,8	34,5	40,4	49,4	44,5	40,9	39,4
Regain da fibra	[-]	0,07	—	—	—	44,0	41,2	39,8	41,1	41,3	42,4	41,3	41,3	41,0	35,0	41,2	51,0	45,1	41,7	40,4
		0,15	—	—	—	43,1	41,1	40,0	40,9	41,2	43,2	41,0	41,1	40,8	34,7	41,1	51,1	45,0	41,6	40,2
		0,30	—	—	—	42,5	41,1	40,3	40,8	41,3	44,4	40,5	41,1	40,8	34,6	41,1	51,5	45,1	41,6	40,2
Condutividade térmica	[Wm <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> ]	0,1	—	—	—	—	—	—	42,9	43,2	45,2	43,9	43,2	42,5	35,8	43,1	54,4	47,2	43,6	42,2
		0,2	—	—	—	—	—	—	40,9	41,2	43,2	41,0	41,1	40,8	34,7	41,1	51,1	45,0	41,6	40,2
		0,3	—	—	—	—	—	—	39,8	40,1	42,2	39,5	40,0	39,7	34,2	40,0	49,3	43,8	40,5	39,1
Massa volúmica	[kgm <sup>-3</sup> ]	910	—	—	—	—	—	—	—	—	—	41,0	40,9	40,6	34,7	40,9	50,8	44,8	41,4	40,0
		1550	—	—	—	—	—	—	—	—	—	40,9	41,2	40,9	34,8	41,2	51,4	45,2	41,7	40,3
		7850	—	—	—	—	—	—	—	—	—	40,2	43,2	43,4	35,7	43,2	54,7	47,4	43,8	42,3
Coeficiente de difusão	[m <sup>2</sup> s <sup>-1</sup> ]	6 × 10 <sup>-15</sup>	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	35,0	41,0	50,3	44,7	41,4	40,1
		6 × 10 <sup>-13</sup>	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	34,8	41,1	51,1	45,0	41,6	40,2
		6 × 10 <sup>-10</sup>	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	34,4	40,8	51,0	44,7	41,3	39,9
Espessura total	[mm]	1,0	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	38,8	35,2	33,9
		2,5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	45,0	41,6	40,2
		5,0	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	55,0	51,6	50,3

Temperatura entre os 34 e 40 °C, durante toda a fase I de teste

Temperatura na pele ao fim de 30 minutos entre os 34 e 40 °C

**Tabela I.4 - Combinação de algumas propriedades da camada interna do vestuário (camada A, Figura 6.2b); temperatura na pele após 60 minutos de exercício (fase II, Figura 6.3)**

		Regain da fibra [-]			Condutividade térmica [W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]			Massa volúmica [kg·m <sup>-3</sup> ]			Coeficiente de difusão [m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup> ]			Espessura total [mm]			Emissividade [-]			
		0,07	0,15	0,30	0,1	0,2	0,3	910	1550	7850	6 × 10 <sup>-15</sup>	6 × 10 <sup>-13</sup>	6 × 10 <sup>-10</sup>	1	2,5	5	0,7	0,8	0,9	
Fração de fibra	[-]	0,07	27,2	26,8	26,4	27,8	26,8	26,3	26,9	26,8	26,5	27,5	26,9	26,6	25,7	26,8	29,5	28,7	27,1	26,4
		0,22	25,5	25,4	25,6	25,9	25,4	25,2	25,4	25,5	26,8	26,0	25,5	24,9	24,6	25,4	28,0	27,2	25,7	25,1
		0,40	25,1	25,4	25,9	25,7	25,4	25,3	25,2	25,5	27,8	25,6	25,5	24,9	24,3	25,4	28,0	27,1	25,6	25,0
Regain da fibra	[-]	0,07	—	—	—	28,5	27,2	26,6	27,3	27,2	26,6	27,7	27,3	27,2	26,1	27,2	29,7	29,1	27,5	26,8
		0,15	—	—	—	27,8	26,8	26,3	26,9	26,8	26,5	27,5	26,9	26,6	25,7	26,8	29,5	28,7	27,1	26,4
		0,30	—	—	—	27,0	26,4	26,0	26,5	26,3	26,7	27,3	26,5	25,9	25,3	26,4	29,3	28,2	26,6	26,0
Condutividade térmica	[W·m <sup>-1</sup> ·K <sup>-1</sup> ]	0,1	—	—	—	—	—	—	27,9	27,7	27,3	28,8	27,8	27,6	26,4	27,8	30,9	29,7	28,0	27,4
		0,2	—	—	—	—	—	—	26,9	26,8	26,5	27,5	26,9	26,6	25,7	26,8	29,5	28,7	27,1	26,4
		0,3	—	—	—	—	—	—	26,4	26,2	26,1	26,9	26,4	26,0	25,5	26,3	28,7	28,2	26,5	25,9
Massa volúmica	[kg·m <sup>-3</sup> ]	910	—	—	—	—	—	—	—	—	—	27,6	27,0	26,8	25,9	26,9	29,5	28,8	27,2	26,5
		1550	—	—	—	—	—	—	—	—	—	27,5	26,8	26,4	25,7	26,8	29,5	28,6	27,0	26,3
		7850	—	—	—	—	—	—	—	—	—	27,2	26,6	26,0	24,8	26,5	30,2	28,3	26,7	26,1
Coeficiente de difusão	[m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup> ]	6 × 10 <sup>-15</sup>	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	26,2	27,5	29,8	29,3	27,8	27,1
		6 × 10 <sup>-13</sup>	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	25,8	26,9	29,6	28,8	27,1	26,5
		6 × 10 <sup>-10</sup>	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	25,9	26,6	29,1	28,5	26,8	26,1
Espessura total	[mm]	1,0	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	27,5	26,0	25,3
		2,5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	28,7	27,1	26,4
		5,0	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	31,3	29,7	29,1

A estratégia apresentada neste subcapítulo permite analisar, de um modo expedito e sistemático, diversas propriedades de peças de vestuário multicamada e identificar os parâmetros ótimos que permitem obter a temperatura desejável na pele. A ferramenta desenvolvida permite analisar o desempenho das peças de vestuário, em situações de uso, em que o utilizador realize atividade física, com níveis de intensidade distintas. A possibilidade de adaptar o modelo a diversas situações de uso é uma mais-valia para as atividades de desenvolvimento de produto.

## ANEXO J. ESTUDO DO PASSO DE INTEGRAÇÃO NAS SIMULAÇÕES DO MODELO DE TERMORREGULAÇÃO [MODELO TR]

Para avaliar a dependência dos resultados quanto ao passo de integração ( $\Delta t$ ) testaram-se 4 passos de integração, nomeadamente 0,1, 1, 10 e 30 s. Os resultados foram gravados de 60 em 60 segundos. De referir que, para o passo de integração maior (30 s), os resultados não convergiram, possivelmente porque o método utilizado para resolver as equações (método de Euler, [32]) é um método bastante simples e que pode originar problemas de convergência.

Na Figura J.1 apresenta-se a temperatura na pele do peito e o calor produzido nesta zona do corpo devido aos tremores de frio.

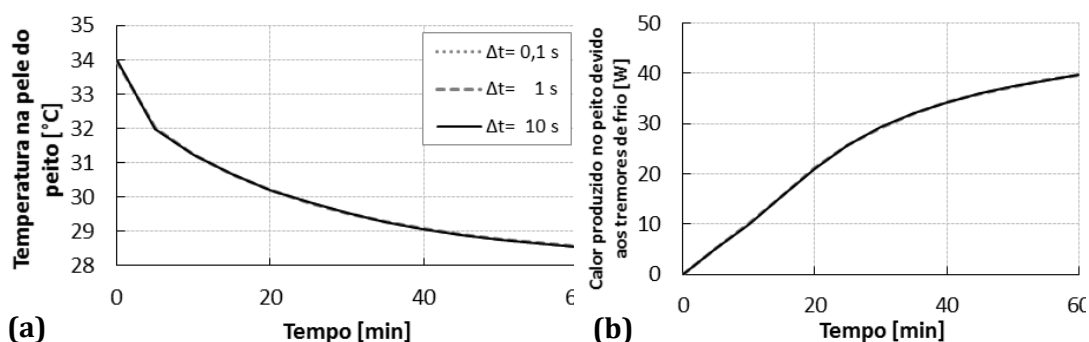


Figura J.1 – Influência do passo de integração sobre os resultados obtidos no peito; a) temperatura na pele e b) calor produzido pelos tremores de frio

Ao analisar a Figura J.1a e b verifica-se que os passos de integração definidos não influenciam os resultados de temperatura na pele do peito nem no calor produzido por tremores nessa zona do corpo. O mesmo se verifica nas restantes zonas do corpo. Assim sendo, optou-se por utilizar o passo de integração máximo de 1 s, gravando os resultados a cada 60 segundos.





## ANEXO K. REFERÊNCIAS DOS ANEXOS

- [1] R. C. Progelhof, J. L. Throne, R. R. Ruetsch, "Methods for Predicting the Thermal Conductivity of Composite Systems : A Review," *Polymer Engineering and Science*, vol. 16, no. 9, 1976, pp. 615–625.
- [2] P. Gibson, M. Charmchi, "The Use of Volume-Averaging Techniques to Predict Temperature Transients Due to Water Vapor Sorption in Hygroscopic Porous Polymer Materials," *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 64, no. 3, 1997, pp. 493–505.
- [3] J. Militký, "Prediction of Textile Fabric Thermal Conductivity," em *Sixth international thermal manikin and modelling meeting (6I3M)*, 2006, pp. 131–138.
- [4] W. E. Morton, W. S. Hearle, *Physical properties of textile fibres*, Fourth edi. Woodhead Publishing Limited, 2008, pp. 179, 187, 188.
- [5] N. Pan, P. Gibson, *Thermal and moisture transport in fibrous materials*, First ed. Wookhead Publishing Limited, 2006, pp. 427, 442, 573.
- [6] M. W. Haynes, D. R. Lide, "Handbook of Chemistry and Physics." [Online]. Disponível em: <http://www.hbcpnetbase.com/>.
- [7] J. R. Lawson, T. A. Pinder, *Estimates of thermal conductivity for materials used in fire fighters' protective clothing*. Gaithersburg, Maryland , 2000, p. 4.
- [8] C. Brasquet, P. Le Cloirec, "Pressure drop through textile fabrics — experimental data modelling using classical models and neural networks," *Chemical Engineering Science*, vol. 55, no. 15, 2000, pp. 2767–2778.
- [9] G. Bedek, F. Salaün, Z. Martinkovska, E. Devaux, D. Dupont, "Evaluation of thermal and moisture management properties on knitted fabrics and comparison with a physiological model in warm conditions," *Applied Ergonomics*, vol. 42, no. 6, 2011, pp. 792–800.
- [10] R. M. Laing, S. E. Gore, C. a. Wilson, D. J. Carr, B. E. Niven, "Standard Test Methods Adapted to Better Simulate Fabrics in Use," *Textile Research Journal*, vol. 80, no. 12, 2010, pp. 1138–1150.
- [11] I. Salopek Čubrić, Z. Skenderi, a. Mihelić-Bogdanić, M. Andrassy, "Experimental study of thermal resistance of knitted fabrics," *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 38, 2012, pp. 223–228.
- [12] "ISO 11092:1993(E) - Textiles - Physiological effects - Measurement of thermal and water-vapour resistance under steady-state conditions (sweating guarded-hotplate test)," 1993.
- [13] "ISO 9073-2: Textiles - Test methods for nonwovens - Part 2: Determination of thickness," 1995.

- [14] Y. Li, Z. X. Luo, "Physical mechanisms of moisture diffusion into hygroscopic fabrics during humidity transients," *J. Text. Inst.*, vol. 91, no. 2, 2000, pp. 302–316.
- [15] K. Prasad, W. Twilley, J. R. Lawson, "NISTIR 6881 - Thermal Performance of Fire Fighters' Protective Clothing. 1- Numerical Study of Transient Heat and Water Vapor Transfer," National Institute of Standards and Technology (Relatório técnico), pp. 1–32, 2002.
- [16] C. V Le, N. G. Ly, R. Postle, "Heat and mass transfer in the condensing flow of steam through an absorbing fibrous medium," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 38, no. 1, 1995, p. 81.
- [17] R. L. Barker, G. Song, H. Hamouda, D. B. Thompson, A. V. Kuznetsov, A. S. Deaton, P. Chitrphiromsri, *Modeling of Thermal Protection Outfits for Fire Exposures F01-NS50*, vol. 50, no. November. North Caroline State , 2004.
- [18] Q. Y. Zhu, M. H. Xie, J. Yang, Y. Li, "Investigation of the 3D model of coupled heat and liquid moisture transfer in hygroscopic porous fibrous media," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 53, no. 19–20, 2010, pp. 3914–3927.
- [19] Y. A. Çengel, *Heat and Mass Transfer - A practical approach*, Third edit. 2007, pp. 374,385, 468, 478, 759, 761.
- [20] C. V Le, N. G. Ly, R. Postle, "Heat and mass transfer in the condensing flow of steam through an absorbing fibrous medium," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 38, no. 1, 1995, pp. 81–89.
- [21] M. Sozen, K. Vafai, "Analysis of the non-thermal equilibrium condensing flow of a gas through a packed bed," *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 33, no. 6, 1990, pp. 1247–1261.
- [22] P. W. Gibson, M. Charmchi, "Modeling Convection/Diffusion Processes in Porous Textiles with Inclusion of Humidity-Dependent Air Permeability," *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, vol. 24, no. 5, 1997, pp. 709–724.
- [23] D. Ding, T. Tang, G. Song, A. MacDonald, "Characterizing the performance of a single-layer fabric system through a heat and mass transfer model - Part II: Thermal and evaporative resistances," *Textile Research Journal*, vol. 81, no. 9, 2011, pp. 945–958.
- [24] D. Ding, T. Tang, G. Song, A. MacDonald, "Characterizing the performance of a single-layer fabric system through a heat and mass transfer model - Part I: Heat and mass transfer model," *Textile Research Journal*, vol. 81, no. 4, 2010, pp. 398–411.
- [25] A. Ghazy, "Air gap in protective clothing during flash fire exposure," University of Saskatchewan, 2011, p. 20.
- [26] H. Mattila, *Intelligent textiles and clothing*. Wodhead Publishing Limited, p. 264.
- [27] J. Fan, X. Wen, "Modeling heat and moisture transfer through fibrous insulation with phase change and mobile condensates," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 45, no. 19, 2002, pp. 4045–4055.

- [28] J. H. Lienhard IV, J. H. Lienhard V, *A Heat Transfer Textbook*, Third Edit., vol. 108, no. 1. Phlogiston Press, Cambridge Massachusetts, 2006, pp. 218, 219, 698.
- [29] P. K. Chatterjee, B. S. Gupta, *Textile Science and Technology 13 - Absorbent Technology*, First. Elsevier Science, 2002, pp. 202, 203, 211, 233.
- [30] K. Parsons, *Human thermal environments*, Second edi. Taylor & Francis, 2003, pp. 39, 42, 69, 141, 159, 355.
- [31] "Ergonomics of the thermal environment - Estimation of thermal insulation and water vapour resistance of a clothing ensemble -ISO 9920," p. 78, 2008.
- [32] W. B. J. Zimmerman, *Process Modelling and Simulation with Finite Element Methods*. 2004, p. 33.